

UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

**ESTABELECIMENTO DE CRITÉRIOS PARA EVITAR A PERFURAÇÃO NA
SOLDAGEM DE TUBULAÇÕES EM OPERAÇÃO DE PEQUENA ESPESSURA**

Dissertação submetida à

UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA

para a obtenção do grau de

MESTRE EM ENGENHARIA MECÂNICA

GUBER EDUARDO GUERRERO PÉREZ

Florianópolis, Setembro de 2005.

UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

**ESTABELECIMENTO DE CRITÉRIOS PARA EVITAR A PERFURAÇÃO NA
SOLDAGEM DE TUBULAÇÕES EM OPERAÇÃO DE PEQUENA ESPESSURA**

GUBER EDUARDO GUERRERO PÉREZ

Esta dissertação foi julgada adequada para a obtenção do título de

MESTRE EM ENGENHARIA

ESPECIALIDADE ENGENHARIA MECÂNICA

sendo aprovada em sua forma final.

Prof. Dr. Eng. Augusto José de Almeida Buschinelli
Orientador

Prof. Dr. Eng. Carlos Enrique Niño
Co-orientador

Prof. Dr. José Antônio Bellini da Cunha Neto
Coordenador do Curso

BANCA EXAMINADORA

Prof. Dr. Eng. Carlos Augusto Silva de Oliveira

Prof. Dr. Eng. Pedro Amedeo Nannetti Bernardini

Prof. Dr. Eng. Ramón Cortés Paredes

BIOGRAFÍA DO AUTOR

Engenheiro mecânico formado pela Universidade Francisco de Paula Santander, UFPS, Norte de Santander, Cúcuta – Colômbia, 1997 –2002.

Mestre em Engenharia Mecânica pela Universidade federal de Santa Catarina, UFSC, Santa Catarina, Brasil, 2005.

Área de concentração: Fabricação.

Título: Estabelecimento de critérios para evitar a perfuração na soldagem de tubulações em operação de pequena espessura.

Orientador: Prof. Dr. Eng. Augusto José de Almeida Buschinelli.

Co-orientador: Prof. Dr. Eng. Carlos Enrique Niño.

Curso de Inspetor de soldagem Nível I pela Fundação Brasileira de tecnologia da soldagem, FBTS, Paraná, Brasil, 2005.

Contato: guberg@gmail.com

**“Investigar é ver o que o mundo todo tem visto,
e pensar no que ninguém mais tem pensado”**

Albert Szend-Gyangi.

**Aos meus pais, Alfonso e Marina, pelo seu amor incondicional e puro
e suas constantes mensagens de apoio, mesmo estando
distantes foram pilar de muitas das minhas vitórias.**

**Aos meus irmãos, Yader, Adalberto e Ana Milena
Pela sua constante alegria e compreensão
Sem eles não saberia o significado do amor,
apoio e superação.**

AGRADECIMENTOS

Ao Deus infinito que me deu forças para continuar nos momentos difíceis e nunca apartou-se de meu lado;

Ao meu orientador, prof. Augusto Buschinelli pelo constante incentivo e apoio durante a realização do mestrado;

Ao prof. Carlos Niño, pela orientação e estímulo;

À CAPES pelo estímulo com a bolsa de mestrado.

Ao governo brasileiro por ter me dado a oportunidade de enriquecer meu intelecto e conhecer as bondades de um país irmão.

Aos amigos, Fernando Abdalla, Nilceu Novicki, Ricardo Bergamo, Jaime Villanueva, Norton Kejelin e Victor Vergara, Norton Kejelin pelos bons momentos de descontração.

Aos bolsistas Marcio Pincinato, Rodrigo Pagnozzi e Bruno Ventura pela colaboração incondicional durante a realização dos ensaios.

Às valiosas pessoas que Deus me deu a oportunidade de conhecer e cultivar sua amizade, durante minha estadia neste país. Em especial aos meus grandes amigos Felix Yañez, Yesid Asaff, Zacarias Navarro, Cindy Ibarra, Mario Robayo, Liliana Rios e Patrícia Ortega.

À senhora Edite Perius pelo seu incondicional apoio e por ter me acolhido como mais um de seus filhos.

Ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica da UFSC.

SUMÁRIO

LISTA DE FIGURAS.....	IX
LISTA DE TABELAS.....	XII
SIMBOLOGIA.....	XIII
RESUMO.....	XV
ABSTRACT.....	XVI
CAPÍTULO 1 – INTRODUÇÃO.....	1
CAPÍTULO 2 – OBJETIVOS.....	3
CAPÍTULO 3 – REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	4
3.1 – Introdução.....	4
3.2 – Método de reparo em dutos em operação.....	7
3.2.1 – Remoção.....	7
3.2.2 – Remoção de material por esmerilhamento.....	7
3.2.3 – Preenchimento do defeito por deposição de metal de solda.....	8
3.2.4 – Luvas de envolvimento completo.....	9
3.2.5 – Grampos mecânicos.....	11
3.2.6 – Remoção do defeito por trepanação (hot-tapping).....	12
3.3 – Novas tecnologias de reparo e manutenção de dutos.....	12
3.3.1 – Reforços por clock spring e outros compósitos.....	13
3.3.2 – Soldagem de pinos por fricção.....	13
3.4 – Processos de soldagem utilizados na indústria do petróleo.....	14
3.5 – Soldagem com eletrodo revestido.....	15
3.6 – Reparos em dutos em operação.....	16
3.7 – Risco no reparo de dutos em operação.....	20
3.7.1–Condições necessárias para a formação de trincas a frio induzidas pelo hidrogênio.....	21
a.– Metodologia de prevenção das trincas a frio.....	24
3.7.2 – A perfuração da tubulação.....	26
a.– Efeitos do processo de soldagem na penetração da solda.....	27
b.– Limites de aporte térmico.....	27

3.7.3 – Forças que agem na poça de fusão.....	28
3.8 – Acidentes recentes mais significativos.....	31
CAPÍTULO 4 – MATERIAIS E MÉTODOS.....	33
4.1- Banca de ensaios.....	33
4.1.1 – Fonte de energia para soldagem.....	35
4.1.2 – Sistema de mergulho automático do eletrodo.....	35
4.1.3 – Controle da velocidade de soldagem.....	35
4.1.4 – Bomba de teste hidrostático.....	35
4.1.5 – Software.....	36
a. – Solução analítica para a transferência de calor na soldagem.....	36
b. – Aquisição de temperaturas.....	37
c. – Oscilos.....	38
4.1.6 – Aquisição de sinais de tensão e corrente.....	38
4.2 – Materiais.....	39
4.2.1 – Corpo de prova.....	39
4.2.2 – Eletrodo.....	39
4.3 – Metodologia experimental.....	40
4.3.1 Procedimento de soldagem.....	40
4.3.2 – Analise das amostras.....	41
4.4 – Procedimentos específicos e dados de soldagem.....	41
4.4.1 – Avaliação das soluções de Santos	42
4.4.2 – Soldas em tubulações com ar estático em convecção natural.....	43
4.4.3 – Soldas com fluxo de água a baixa pressão.....	44
4.4.4 – Soldas com água sob pressão, sem fluxo.....	44
4.4.5 – Soldas de filete entre calha e duto.....	45
CAPITULO 5 – ANALISE E RESULTADOS.....	47
5.1 – Avaliação da solução analítica para transferência de calor.....	47
5.2 – Soldas em tubulações com ar estático em convecção natural.....	48
5.3 – Estimativas de temperatura interna de tubo contendo água.....	57
5.3.1 –Determinação do coeficiente de transferência de calor em ebulição convectiva em película.....	58
5.3.2 – Determinação do coeficiente de transferência de calor em ebulição em película, na ausência de fluxo de massa através da tubulação.....	60
5.4 – Soldas com fluxo de água a baixa pressão.....	61
5.5 – Soldas com água sob pressão, sem fluxo.....	67

5.5.1 – Solda em tubos de 3,2 mm.....	67
5.5.2 – Soldas em tubos de 4,8 mm.....	70
5.6 – Soldas de filete entre calha e duto.....	72
5.7 – Aspecto superficial da perfuração.....	75
CAPÍTULO 6 – CONCLUSÕES.....	77
CAPÍTULO 7 - SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	80
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	82

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Defeitos representativos em dutos em operação.....	6
Figura 2 – Deposição de solda em duto com corrosão interna.....	8
Figura 3 – Luvas de envolvimento completo. a) Aplicação de enchimentos endurecíveis b) Solda longitudinal entre os conectores mecânicos.....	9
Figura 4 – Soldagem de luva tipo A.....	10
Figura 5 – Soldagem de luva tipo B.....	11
Figura 6 – Grampos mecânicos. a) Soldagem da braçadeira. b) Vista interna.....	11
Figura 7 – Remoção de seção afetada do tubo pela técnica hot-tapping.....	12
Figura 8 – Reforço por clock spring, instalação e acabamento.....	13
Figura 9 – Soldagem de pinos por fricção. a) Reparo de trinca; b) instalação de calha.....	14
Figura 10 – Efeito do uso de eletrodos celulósicos e básicos na ocorrência de trincas em luvas soldadas.....	16
Figura 11 – Tipo de soldas que podem ser avaliadas pelo programa Battelle.....	17
Figura 12 – Medição em campo da capacidade de resfriamento das soldas nas condições de operação na tubulação.....	19
Figura 13 – Aspecto típico de trincas a frio: a) sob o cordão; b) no pé e na raiz do cordão	21
Figura 14 – Variação da solubilidade do hidrogênio em função da temperatura.....	22
Figura 15 – Relação entre os fatores que influem na ocorrência de trincas a frio.....	23
Figura 16 – Aquecimento por indução da calha tipo b usado na TRANS-ALASKA PIPELINE.....	24
Figura 17 – Esquema da técnica de passe de revenimento utilizada pela British Gas.....	25
Figura 18 – Relação entre os fatores que influenciam a perfuração de tubulações soldadas e operação.....	26
Figura 19 – Variação da penetração segundo teoria de Hipper et Ropper.....	29

Figura 20 – Vista externa da bancada de soldagem.....	34
Figura 21 – Detalhe do sistema de deslocamento do eletrodo, alojado dentro do bunker...	34
Figura 22 – Pontos de coordenadas (y_1, z_1) e (y_2, z_2) usados no programa de Santos para os parâmetros fonte. a) penetração da ZAC < espessura; b) penetração da ZAC > espessura	37
Figura 23 – Vista explodida do dispositivo de vedação do duto.....	39
Figura 24 – Esquema das dimensões do cordão e ZAC medidas em duas situações a) Penetração da ZAC < espessura; b) Penetração da ZAC > espessura.....	41
Figura 25 – Relação entre as temperaturas medidas com termopar e as estimadas usando as soluções analíticas de Santos.....	48
Figura 26 – Penetração do cordão em função da energia de soldagem.....	50
Figura 27 – Macrografias de duas soldas realizadas em tubo de 3,2 mm com energia de 7,4 kJ/cm: a) CP EANA11 b) CP EANA07.....	52
Figura 28– Influência dos parâmetros de soldagem na penetração.....	53
Figura 29 – Penetração do cordão em função do fator $I^{1,7}/V_s^{0,5}$, em condições de convecção natural ao ar	54
Figura 30 – Temperatura interna do tubo em função do fator em condições de convecção natural ao ar.....	55
Figura 31 – Temperatura estimada na superfície interna em função da penetração cordão em condições de convecção natural ao ar.....	56
Figura 32 – Temperatura interna do tubo em função do fator em condições de convecção natural ao ar.....	57
Figura 33 – Macrografias de duas soldas realizadas em tubo de 3,2 mm com energia de 5,4 kJ/cm: a) EHVA01; b) EHVA04.....	63
Figura 34 – Influência da energia de soldagem na temperatura da parede interna para os ensaios com fluxo de água e baixa pressão.....	64
Figura 35 – Temperatura interna da parede do tubo em função do fator $I^{1,5}/V_s^{0,7}$, para os ensaios com fluxo de água a baixa pressão.....	65
Figura 36 – Penetração do MS em função do fator $I^{1,5}/V_s^{0,7}$, para os ensaios com fluxo de água a baixa pressão.....	65
Figura 37 – Macrografias das soldas próximas ao limite de perfuração: a) EANA07, b) EHVP4, c) EANB28, d) EHVP10.....	67
Figura 38 – Macrografias de duas soldas realizadas com energia de 5,0 kJ/cm: a) EH4A01 b) EH4A06°C.....	69

Figura 39 – Penetração do cordão em função do fator $I^{1,5}/V_s^{0,7}$ em pressões de 20 e 40 bar	69
Figura 40 – Macrografias de duas soldas realizadas em tubos de 4,8 mm e com energia de 5,0 kJ/cm: a) EH2B07 °C; b) EH2B08.....	71
Figura 41 – Penetração do cordão em função do fator $I^{1,5}/V_s^{0,7}$ em pressões de 20 e 40 bar.....	72
Figura 42 – Falta de penetração observada na soldagem de filete entre calha e duto. Solda efetuada com 158 A. CP CH2B06.....	73
Figura 43 – Soldas efetuadas entre calha e duto. a) 3,2 mm de espessura, CP CHVA04 e b) 4,8 mm de espessura de parede, CP CHVB03.....	73
Figura 44 – Macrografias de duas soldas realizadas com energias de 18,7 kJ/cm: a) CHVB04; b) CH2B05.....	74
Figura 45 – Sequência de deposição do metal de solda no qual apresentou-se perfuração.	75
Figura 46 – Diferentes tipos de perfuração da tubulação. a) tubulação em ar calmo, b) água estática a 20 bar de pressão, c) água estática a 40 bar de pressão, d) água escoando a 5 l/min, e) detalhe do furo na superfície interna da tubulação.....	76

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Composição química (% em peso) e propriedades mecânicas de alguns aços API.....	21
Tabela 2 – Limite de aportes térmicos para evitar perfurações ao soldar com eletrodos de baixo hidrogênio em tubulações contendo gás natural estático	28
Tabela 3 – Codificação dos ensaios realizados.....	42
Tabela 4 – Dimensões da ZAC, valores calculados pelas soluções de Santos característica da fonte de calor e temperaturas atingidas na superfície e temperaturas medidas com termopar	47
Tabela 5 – Condições de soldagem em tubos de 3,2 mm com ar estático, dimensões da ZAC e temperaturas estimadas na superfície.....	49
Tabela 6 – Condições de soldagem em tubos de 4,8 mm com ar estático, dimensões do cordão, ZAC e temperaturas estimadas na superfície interna.....	49
Tabela 7 – Condições de soldagem em tubos de 3,2 mm, dimensões do cordão com fluxo de água, ZAC e temperaturas estimadas na superfície interna.....	62
Tabela 8 – Condições de soldagem em tubos de 4,8 mm com fluxo de água, dimensões do cordão, ZAC e temperaturas estimadas na superfície interna.....	62
Tabela 9 – Condições de soldagem em tubos de 3,2 mm, dimensões do cordão, ZAC e temperaturas estimadas na superfície interna, com pressão de 20 bar.....	68
Tabela 10 – Condições de soldagem em tubos de 3,2 mm, dimensões do cordão, ZAC e temperaturas estimadas na superfície interna, com pressão de 40 bar.....	68
Tabela 11 – Condições de soldagem em tubos de 4,8 mm, dimensões do cordão, ZAC e temperaturas estimadas na superfície interna, com pressão de 20 bar...	71
Tabela 12 – Condições de soldagem em tubos de 4,8 mm, dimensões do cordão, ZAC e temperaturas estimadas na superfície interna, com pressão de 40 bar.....	71
Tabela 13 – Condições de soldagem entre calha e duto junto com dimensões do cordão e ZAC.....	74

SIMBOLOGIA / ABREVIATURAS

A	- Ampere [A]
A_{c1}	- temperatura dinâmica de transformação austenítica, no aquecimento
AISI	- American Iron and Steel Institute
AN	- Ar em convecção natural
API	- American Petroleum Institute
ASME	- American Society of Mechanical Engineers
ASTM	- American Society for Testing Materials
AVC	Automatic voltage control.
AWS	- American Welding Society
C	- constante de correlação para cilindros horizontais
CC-	- corrente contínua com polaridade direta
CC+	- corrente contínua com polaridade inversa
CE	- carbono equivalente
CENPES	- Centro de Pesquisa e Desenvolvimento Leopoldo A. Miguez de Mello
CP	- corpo de prova
C_{pf}	calor específico [kJ/(kgK)]
CRC-WS	- Cooperative Research Centre For Weld Structure
D	- diâmetro interno da tubulação [m]
dT/dx	- Gradiente de temperatura
$d\gamma/dT$	- coeficiente de temperatura e tensão superficial
END	- ensaios não destrutivos
EWI	- Edison Welding Institute
G	- velocidade mássica [kg/(m ² ·s)]
GMAW	- Gas Metal Arc Welding
GTAW	- Gas Tungsten Arc Welding
H ₂	- hidrogênio
H2	- água pressurizada a 20 bar
H4	- água pressurizada a 40 bar
\bar{h}_{conv}	- coeficiente de transferência de calor por convecção. [W/(m ² ·K)].
Hd	- hidrogênio difusível
h_{fv}	calor latente de vaporização [kJ/kg]
h'_{fv}	- calor latente corrigido [kJ/kg]
HV	- Dureza Vickers
HV	- água com vazão de 5 l/min
IMC- soldagem	- Indústria de Máquinas e Comércio de Produtos de Soldagem
IIW	- International Institute of Welding
K_v	- condutividade térmica do vapor [W/(mK)]
L	- comprimento necessário para a formação da camada de vapor. [m]
LABSOLDA	- Laboratório de Soldagem e Mecatrônica da UFSC
LZACi	- Largura inferior da ZAC
LZACs	- Largura superior da ZAC
m	- metro
MB	- metal base

min	-	minuto
mm	-	milímetro
MS	-	metal de solda
\overline{Nu}_D	-	número adimensional de Nusselt
PMS	-	Penetração do cordão
PRCI	-	Pipeline Research Council International
PZAC	-	Penetração da ZAC
R	-	coeficiente de correlação
RDS	-	reparo por deposição de solda
s	-	segundo
S	-	enxofre
SS	-	Solução analítica de Santos
$t_{8/5}$	-	tempo de resfriamento entre 800 °C e 500 °C
$t_{2,5/1}$	-	tempo de resfriamento entre 250 °C e 100 °C
TF	-	trincas a frio
TGN	-	Transportadora Gas del Norte
TIG	-	Tungsten Inert Gas
TIH	-	trincas induzidas por hidrogênio
T_{sat}	-	temperatura de saturação[°C]
TTPS	-	tratamentos térmicos pós-soldagem
T_w	-	temperatura da parede interna do duto [K ou °C]
U	-	tensão
UFSC	-	Universidade Federal de Santa Catarina
V	-	Volt
V_s	-	Velocidade de soldagem
ZAC	-	zona afetada pelo calor

Alfabeto grego:

α	-	difusividade térmica
ε	-	emissividade da parede interna da tubulação
ρ_v	-	densidade do vapor[kg/m ³]
ρ_f	-	densidade do liquido [kg/m ³]
μ_v	-	viscosidade do vapor [kg/(s·m)]
μ_f	-	viscosidade do liquido [kg/(s·m)].
η_t	-	parâmetro de eficiência térmica
σ	-	parâmetro de distribuição da fonte de calor
σ	-	constante de Steffan-Boltzmann. [W/(m ² K ⁴)]
σ_{sf}	-	tensão superficial [N/m].
ν_v	-	viscosidade cinemática do vapor [m ² /s]
γ	-	forças termo-capilares.
ΔT_{sub}	-	estimativa do sub-resfriamento do líquido [K]
j_H	-	parâmetro adimensional de Ahmet modificado

RESUMO

Neste trabalho é estudado o reparo por soldagem de dutos em operação com pequena espessura remanescente (3,2 e 4,8 mm) usando eletrodo revestido básico, E7018. Inicialmente, foi avaliada a solução analítica de Santos para a transferência de calor em soldagem, realizando aquisições de temperaturas com termopar na parede oposta onde eram depositados os cordões de solda. Posteriormente, foram desenvolvidos ensaios de simples deposição sobre a tubulação com ar em convecção natural, com o intuito de determinar as condições nas que ocorria perfuração em cada espessura. Foi verificado que não podem ser prescritos limites em função da energia de soldagem para evitar a perfuração devido a que não há uma correlação entre essas duas variáveis. Por outro lado, o parâmetro $I^{0.5}/V_s^{0.7}$, que considera a maior influência da corrente sobre a penetração, pode ser usado como critério para evitar a perfuração. Adicionalmente foram realizadas soldas sobre dutos com fluxo de água a baixa pressão. Foram encontradas evidências da formação de um filme de vapor produto da ebulição do fluido escoado. A presença desse filme ocasiona um aumento na temperatura da parede interna da tubulação, aumentando o risco de perfuração. Mediante ensaios com água estática a pressão de 20 e 40 bar com o intuito de observar a influência da pressão na soldagem em operação, foi comprovado que ao diminuir a pressão tem-se um maior risco de perfuração, devido ao aumento da penetração do cordão. Por último, foram efetuadas soldas em filete entre calha e duto, em condições que na soldagem de simples deposição tinham produzido perfuração, sendo que para esta geometria as temperaturas atingidas na parede interna da tubulação foram bastante baixas, preservando a integridade do componente. O estudo demonstrou que o processo eletrodo revestido pode ser usado em condições satisfatórias na soldagem em operação em espessuras finas (de até 3,2 mm), desde que sejam estabelecidos limites adequados para seu uso.

Palavras chaves: Soldagem em operação, perfuração, penetração.

ABSTRACT

In this work the repair by welding of in-service pipelines with small remaining thickness (3,2 and 4,8 mm) using low hydrogen stick electrodes was studied. First, the analytical solution for heat transfer in welding proposed by Santos was evaluated, carrying out temperature measurements using thermocouples in the wall opposite to the side where the weld bead was deposited. Later, bead-on-pipe welds with still air causing natural convection were done, in order to determine the conditions for burnthrough in each thickness. It was verified that heat input limits should not be used as a criterion to avoid burnthrough, because there is no correlation between these two variables. On the other hand, the $I^{0.5}/V_s^{0.7}$ parameter, that considers a higher influence of the current on penetration, can be used as a criterion to prevent burnthrough. Additionally, bead-on-pipe welds with water flowing at low pressure inside the pipe were carried. Evidences of the formation of a vapor film were observed as a result of boiling of the fluid. The presence of this film causes an increase in the inside wall temperature of the pipe, raising the burnthrough risk. Tests with pressurized water at 20 and 40 bar were done in order to observe the influence of the pressure on in-service welding. It was found that whit the lower pressure there were a higher risk of burnthrough due to an increase on bead penetration. Finally, fillet welds between sleeve and pipe were done in conditions that produced burnthrough in bead-on-pipe welds. Did not occurred burnthrough because with this joint geometry the temperatures reached in the pipe inside wall were low, preserving the component integrity. The study demonstrated the feasibility of using SMAW in satisfactory conditions for in-service welding of thin wall (up to 3,2 mm) pipes, when the operational limits are correctly established.

Keywords: *in-service welding; burnthrough; penetration.*

Capítulo I

INTRODUÇÃO

A deterioração natural das linhas de transporte dos derivados do petróleo nas empresas da área petroquímica assume caráter de grande importância, devido à necessidade de se manter em pleno funcionamento o parque de dutos e refino pela crescente demanda da sociedade por derivados de petróleo e álcool combustível. Para satisfazer estas necessidades muitas vezes é preciso intervir na tubulação em plena operação, seja para efetuar um reparo ou para instalar uma nova derivação. Tais demandas são supridas com o uso de soldagem em plena operação, pois esta apresenta evidentes vantagens econômicas e ambientais, possibilitando o constante fornecimento do fluido que está sendo escoado e evitando que partes do mesmo sejam vazadas para o meio ambiente.

A soldagem em operação é uma técnica estudada no mundo desde a década dos trinta e a nível nacional é usada há trinta anos na PETROBRAS para a instalação de derivações em dutos ou para o reparo de regiões danificadas por perda de espessura, danos mecânicos ou pela presença de descontinuidades existentes na tubulação. Este tipo de soldas executadas com fluxo interno apresentam uma taxa de resfriamento muito acelerada, o qual pode ocasionar microestruturas susceptíveis às trincas a frio. Com frequência é inviável o uso da técnica de preaquecimento para controlar a microestrutura e o endurecimento substancial da solda, já que o escoamento de calor pelo fluxo interno não permite fazê-lo de modo adequado desta técnica, porém, podem ser usadas técnicas de controle da energia de soldagem e o uso do passe de revenimento. Outro risco importante que deve ser considerado na soldagem em dutos em operação é a possibilidade de perfurar a tubulação pelo arco de solda ocasionando um vazamento do produto escoado. Portanto, devem ser avaliadas cuidadosamente as características das soldas a ser efetuadas, para não incorrer nestes dos tipos de riscos. Além das medidas anteriormente mencionadas, podem ser usados eletrodos básicos para reduzir o nível de hidrogênio difusível na solda.

Dada a importância do estudo dos fenômenos de soldagem de dutos estando estes em operação são analisados neste trabalho os fatores que intervêm na perfuração da parede do duto pelo arco de solda e, a partir daí, estabelecidos critérios para evitar a mesma.

Capítulo II

OBJETIVOS

Os objetivos específicos deste trabalho são:

Estabelecer critérios para determinar as condições limites para evitar a perfuração pelo arco de solda na soldagem de dutos em operação com pequena espessura (3,2 e 4,8 mm).

Determinar a influência da pressão na soldagem de dutos em operação.

Estudar a viabilidade de aplicar o processo eletrodo revestido em condições satisfatórias na soldagem em operação de calhas de reforço e no reparo de simples deposição de soldas sobre tubulações de pequena espessura.

REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

3.1 – Introdução.

A soldagem sobre uma tubulação pode ter como objetivo instalar uma conexão, fazer o reparo de trincas e danos mecânicos ou reconstruir regiões com perda de espessura produzida pela corrosão. O método mais elementar para reforçar áreas com corrosão, trincas e danos mecânicos é a instalação de calhas de reforço. Entretanto, em casos de reparo de acessórios e regiões curvas em que é difícil produzir por conformação estas calhas, se emprega o reparo por deposição de solda (RDS). Outro aspecto importante neste tipo de reparo é a escolha do processo de soldagem, o qual deve apresentar uma menor complexidade e custo, e resultar, evidentemente, em soldas aceitáveis, assegurando que a dureza na zona afetada pelo calor (ZAC) não seja tão alta que ocasione problemas de trincamento. (Bruce, 2000a).

Os trabalhos de intervenção em uma tubulação podem ser devidos à necessidade de interconectar ramais, evitar o vazamento do produto que está sendo escoado devido a um impacto sobre a tubulação por uma força externa ocasionada, por exemplo, por uma equipe de escavação, ou pelo movimento do solo, ou reparar descontinuidades detectadas através da inspeção. As principais causas de reparos em dutos são: (Kiefner, 1994) (veja a Figura 1).

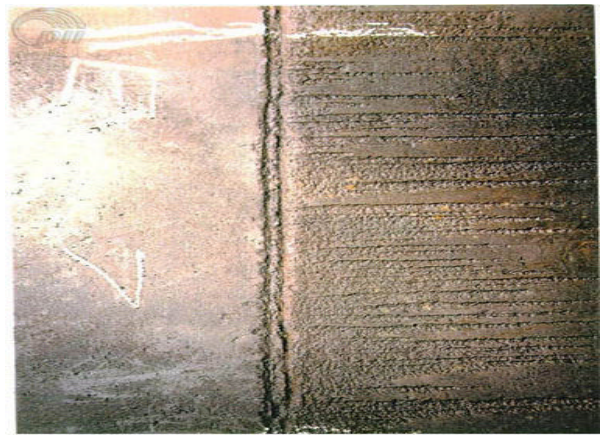
- Perda de material na superfície externa, usualmente ocasionada por corrosão, caracterizada por furos visíveis ou grandes depressões irregulares.
- Defeitos internos, que incluem aqueles produzidos pela corrosão, riscos, sobreposições, lascas, etc. Podem ser detectados ao medir a espessura de parede com ultra-som ou mediante outros métodos de inspeção.
- Defeitos com reentrância. Em geral são ocasionados por equipamentos de escavação ou por deslocamentos do solo. As mossas podem ser planas, com goivas ou arranhões.
- Fissuras, arranhões, riscos, entalhes ou ranhuras orientadas longitudinalmente. Também incluem fissuras orientadas em ângulo.

- Defeitos orientados transversalmente, sem incluir aqueles associados a soldas circunferenciais.
- Pontos duros. Geralmente ocasionados por uma têmpera acidental durante o processo de laminação a quente, na fabricação do tubo.
- Franzidos ou rugas. Resultantes de uma excessiva curvatura imposta à tubulação.
- “Queimas de arco”, resultantes da abertura do arco por contato acidental do eletrodo em locais diferentes de aqueles em que se pretendia realizar a solda.
- Trincas induzidas por hidrogênio.

O método de reparo deve ser avaliado por uma equipe técnica que tomará a decisão de efetuar a intervenção com o duto em operação ou fazer a troca do trecho que contém o defeito, o qual envolve a parada do escoamento do produto que está sendo transportado. A segurança deve ser uma preocupação fundamental durante a execução do reparo, no sentido de preservar a integridade do segmento de duto danificado, para que nenhum dano seja ocasionado às pessoas e ao meio ambiente. Caso necessário, pode ser reduzida a pressão ou interrompido o sistema.



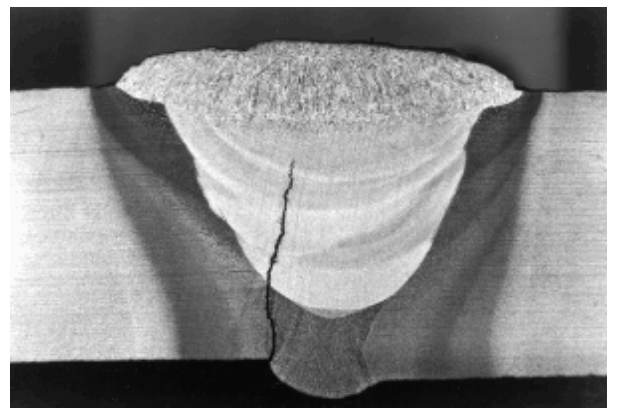
a)



b)



c)



d)



e)



f)

Figura 1. Alguns defeitos representativos em dutos. a) corrosão externa; b) corrosão interna e erosão; c) geração de mossas; d) trinca a frio; e) cava ou goiva; f) ruga. (Meniconi, 2000)

3.2 – Métodos de reparo em tubulações.

Os defeitos ou anomalias em uma tubulação podem ser reparados por uma ampla variedade de métodos. As que incluem a simples remoção de material, a reconstrução com solda, o uso de calhas de reforço, grampos mecânicos, cintas reforçadas, etc. (Kiefner, 1994). Tais métodos serão descritos nos itens seguintes.

3.2.1 Remoção.

Em alguns casos é necessária a substituição de um segmento de tubulação devido à inserção de acessórios tais como válvulas ou flanges, ou devido à remoção de um trecho danificado ao invés de repará-lo. Isto tornará indispensável a desativação e despressurização do segmento afetado de tubulação, o qual vai ser removido e substituído por um segmento novo previamente testado. Este procedimento tem como consequência a interrupção do escoamento do fluido transportado pela tubulação que está sendo intervinda, tornando-o extremamente caro, devido à receita perdida e à interrupção do serviço.

Neste tipo de intervenções existe no interior das tubulações, mesmo depois de efetuar a purga do fluido, uma atmosfera potencial de alto risco de explosão decorrente da emissão de vapores residuais. Portanto, uma das técnicas usualmente empregadas para o preparo de tubulações que sofrerão trabalhos de manutenção e de soldagem é o da inertização, mediante a aplicação de uma purga positiva com um gás inerte ou vapor. Esta operação é efetuada ao longo de todo o segmento da tubulação sujeito ao risco potencial de haver acúmulo de vapores inflamáveis. Em algumas situações, inertiza-se uma grande extensão de uma tubulação para se realizar uma operação de soldagem, devido ao fato de não haver pontos de bloqueio mais próximos do segmento específico onde se vai operar. Isto pode causar sérios transtornos para a operação de manutenção, pois, normalmente, a inertização requer tempo prolongado para sua execução. (Célem, 2004).

3.2.2 Remoção de material por esmerilhamento.

A remoção de material por lixagem manual ou por esmerilhamento com ferramenta elétrica constitui um reparo se o efeito de concentração de tensões do defeito ou imperfeição for eliminado ou todo o material danificado ou excessivamente duro for removido sem afetar a integridade do duto.

Existem códigos como o B31.4 da ASME (1991), que permite o reparo por remoção, desde que 90 % da espessura nominal da parede permaneça ou desde que a perda de espessura criada não seja maior que a magnitude da perda de material causada por corrosão. Embora, o

esmerilhamento seja um processo amplamente aceito para o reparo de anomalias superficiais e defeitos moderadamente significativos, deve ser feito sob condições de redução de pressão de até 80 % da pressão estabelecida no momento da descoberta do defeito e deve se garantir a eliminação deste, mediante inspeção com líquidos penetrantes ou com partículas magnéticas.

3.2.3 Preenchimento do defeito por deposição de solda.

O reparo de defeitos em tubulações por este método consiste na reposição do metal perdido ou danificado por deposição de metal mediante um processo de soldagem. Na Figura 2 é apresentado o desenho de um corte transversal de uma tubulação com perda de espessura devido a corrosão interna, que foi recuperada por deposição de metal de solda. Observa-se uma primeira camada de amanteigamento que tem como função aumentar a espessura da parede. A zona afetada pelo calor (ZAC), desta camada apresenta uma elevada dureza, a qual pode ser reduzida com passes de revenimento. Segundo Bruce (apud Kiefner, 1994), quando utilizada esta técnica sobre espessuras remanescentes de 3,2 mm a camada de amanteigamento deve ser depositada com eletrodos de 2,5 mm de diâmetro ou menores, e o nível de aporte térmico não deve exceder 5,9 kJ/cm, para evitar a perfuração e os passes posteriores de revenimento devem ser usados para minimizar os níveis de dureza da ZAC da primeira camada depositada.

Este método de reparo em serviço é atraente porque é simples, direto e pode ser aplicado em lugares onde é impossível usar outros métodos, tal como no caso de intervenções em conexões e curvas, para as quais não estão disponíveis luvas de envolvimento completo, devido à difícil conformação das mesmas.

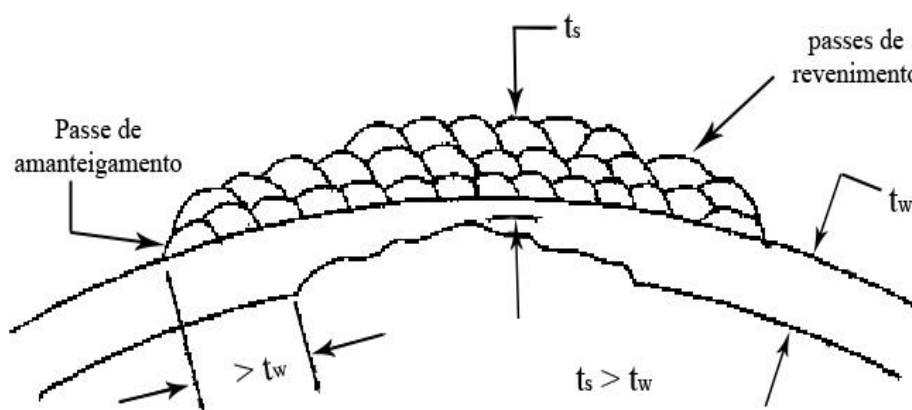


Figura 2. Deposição de solda em duto com corrosão interna. (Piza, 2000b)

Porém, este tipo de reparo apresenta duas dificuldades, em primeiro lugar, o risco de perfuração (*burn-through*), em que o arco de soldagem faz com que a parede do tubo seja penetrada, e em segundo lugar, a integridade da tubulação, particularmente pela formação de trincas a frio (TF) devidas às elevadas durezas da ZAC. Estes fatos serão estudados de forma mais aprofundada nos itens posteriores.

3.2.4 Luvas de envolvimento completo.

As luvas de envolvimento completo ou calhas de reforço são dois segmentos de tubo com diâmetro interno igual ou um pouco maior do que o diâmetro externo do tubo condutor, ou duas placas curvadas, as quais são posicionadas para a soldagem por meios mecânicos (correntes, macacos hidráulicos, ou dispositivos de pré-carregamento especiais). Antes da instalação, podem ser usados enchimentos endurecíveis, tais como compostos de epóxi ou de poliéster, para assegurar que não existam folgas entre a luva e o tubo condutor. (Veja Figura 3).

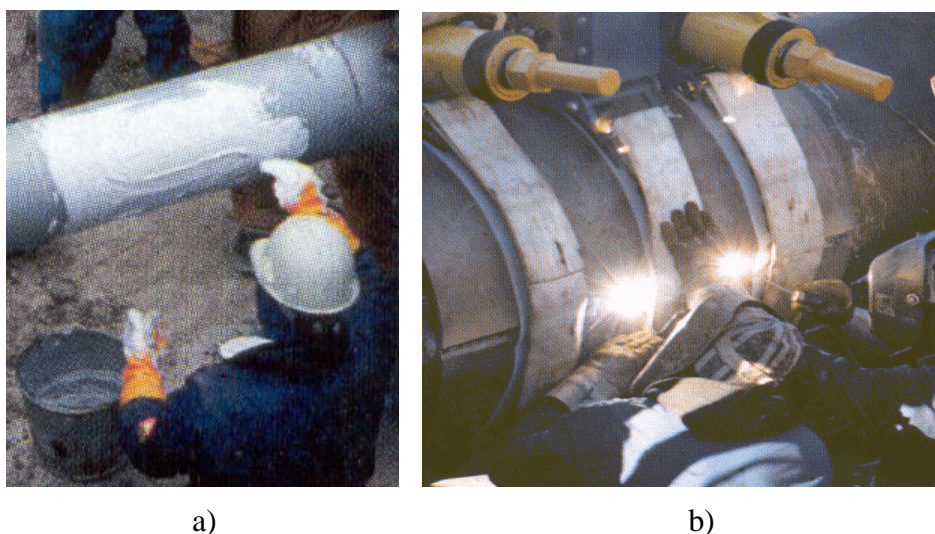


Figura 3. Luvas de envolvimento completo. a) Aplicação de enchimentos endurecíveis.
b) Solda longitudinal entre os conectores mecânicos. (Piza, 2000b)

Existem vários tipos de luvas de reforço, mas as mais usadas são as dos tipos A e B. As luvas de tipo A podem ser instaladas em uma tubulação por soldas longitudinais sem se ter que soldá-las ao tubo condutor. Como apresentado na Figura 4, este tipo de soldas podem ser feitas em juntas de topo em V, ou podem ser usadas soldas em filete em juntas sobrepostas.

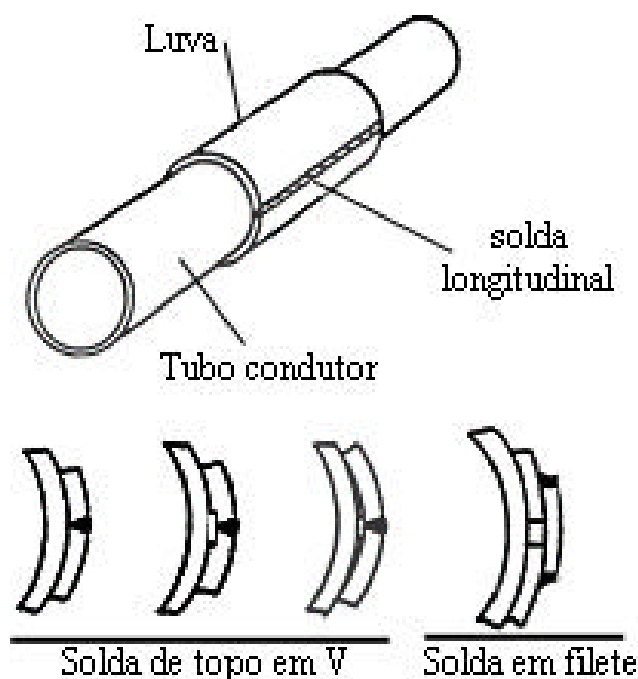


Figura 4. Soldagem de luvas tipo A. (Kiefner,1994)

Este tipo de luvas é empregado em quase todos os reparos, especialmente em imperfeições relativamente curtas, onde o papel da luva está limitado a restringir o abaulamento da área defeituosa, não sendo necessária uma inspeção rigorosa por ensaios não destrutivos para assegurar sua efetividade. Entre as limitações destacam-se a inutilidade para defeitos orientados circunferencialmente, porque elas não tem nenhum efeito sobre a tensão longitudinal no tubo, e a inoperância para ser usadas em defeitos que apresentem vazamento.

O outro tipo de luva usado é a de tipo B, na qual os extremos são soldados ao tubo condutor mediante soldas de filete entre a calha e o duto. (veja Figura 5). A luva do tipo B pode ser usada para o reparo de vazamentos e para aumentar a resistência em locais com defeitos circunferenciais. De fato, às vezes são usadas em locais de soldas de junta em ângulo, para instalar conexões ou derivações em uma tubulação. Uma vez que uma luva do tipo B pode conter pressão e/ou suportar uma tensão longitudinal substancial imposta por cargas, devendo ser um elemento estrutural de alta integridade, ela deve ser cuidadosamente fabricada.



Figura 5. Soldagem de luva tipo B. (Sabapathy, 2000)

3.2.5 Grampos mecânicos.

São braçadeiras aparafusadas, as quais são projetadas para conter a pressão da tubulação. Em geral são robustos e pesados, por causa dos grandes parafusos necessários para se assegurar uma força de grampeamento adequada.

Um grampo aparafusado típico é mostrado na Figura 6.

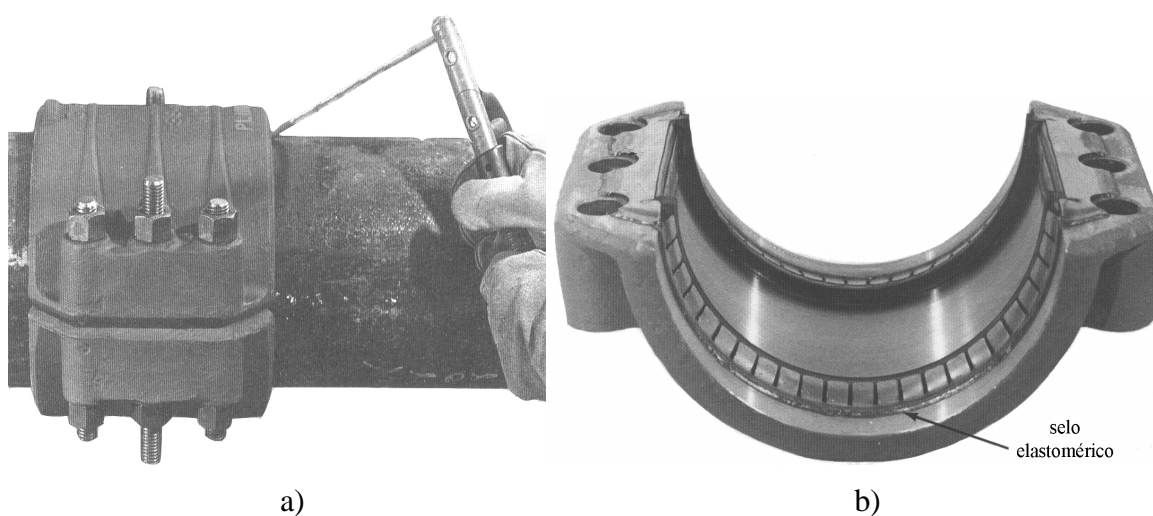


Figura 6. Grampos mecânicos. a) Soldagem da braçadeira. b) Vista interna (apud Piza, 2000)

Normalmente são reparos temporários, que são colocados até que o segmento possa ser removido. Para conter a pressão se houver um vazamento, estão equipados com selos elastoméricos. Adicionalmente podem ser soldados para garantir a estanqueidade, em caso de falha dos selos.

3.2.6 Remoção do defeito por trepanação em operação (*hot-tapping*).

Uma seção da tubulação contendo defeitos pode ser removida em serviço pelo processo de trepanação. Neste procedimento de reparo é exigida uma redução de pressão antes de uma inspeção e da intervenção na tubulação, com o objetivo de se ter uma margem de segurança. A ramificação a ser instalada deve conter toda a seção com o defeito a ser removida. Um exemplo de trepanação é apresentado na Figura 7.(Piza, 2000)

Para a execução da técnica de *hot tapping* inicialmente é soldado um acessório (*fitting*) no oleoduto. O *fitting* consiste em uma calha inferior e uma superior com derivação para o acoplamento da máquina e uma derivação para o *skit* de alívio. Terminada a soldagem do *fitting* é montada e instalada a máquina de trepanação (*tapping machine*). Inicialmente com uma broca de quatro polegadas faz-se o furo no oleoduto e fixa-se à parede, depois uma serra copo se encarrega de concluir e extrair o corte da “bolacha” da tubulação. A máquina é acionada por um sistema hidráulico a diesel e todas as informações sobre rotação, distância e velocidade de descida da broca são controladas e monitoradas com precisão através de controles informatizados. (Hottaps, 2005)

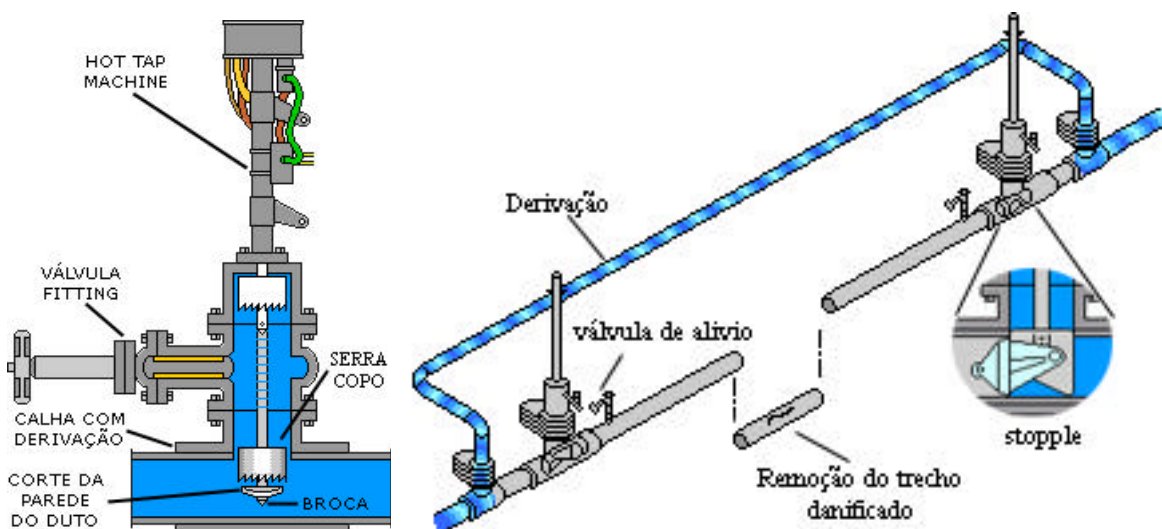


Figura 7. Remoção de seção afetada do tubo pela técnica de *hot tapping*

(www.hottaps.com)

Esta técnica é empregada nos serviços de remoção de defeitos, instalação de válvulas ou de novos ramais sem a interrupção da operação da tubulação e sem que uma única gota do produto escoado seja derramada para o meio ambiente.

3.3 Novas tecnologias de reparo e manutenção de dutos.

Ao longo dos últimos anos diversos procedimentos têm sido propostos para substituir aqueles em que se usam processos de soldagem a arco. Isto devido a uma série de limitações

e/ou problemas originados da soldagem, entre os quais destacam-se as elevadas durezas obtidas na ZAC devido às altas taxas de resfriamento a que as soldas são submetidas, como o conseqüente risco de trincas a frio pela presença de hidrogênio difusível que pode ser adicionado durante o processo de soldagem, o risco de perfuração pelo arco, a soldagem fora de posição, dentre outros. A seguir é apresentada uma breve descrição de alguns métodos alternativos modernos no reparo e manutenção de dutos.

3.3.1 Reforços por *Clock spring* e outros compósitos.

Mais recentemente, compósitos usados durante anos em aplicações estruturais aeroespaciais estão ganhando aceitação para o reparo de dutos. Por exemplo, um sistema chamado de *clock spring*, que consiste em envolver o duto com uma fita reforçada com fibra de vidro continua (veja Figura 8), surge como uma alternativa para o reparo de defeitos sem vazamento, substituindo assim, as luvas de aço tipo A.



Figura 8. Reforço por *clock spring*, instalação e acabamento. (www.clockspring.com)

Entre as vantagens deste novo método de reparo estão as facilidades de manuseio, exigências de menor habilidade do instalador, e um menor custo total que as calhas de aço (Verges, 2004). Ainda assim, são exigidos um treinamento e qualificação para se assegurar a correta instalação na seção a ser reparada. Apesar de ser um método inovador e de ter suportado testes hidrostáticos, (nos quais a falha forçada aconteceu em lugares distantes da seção de reparo), acredita-se que a resistência e a rigidez do compósito diminuam com o tempo, com a tensão aplicada, temperatura e condições ambientais, o qual faz que este método seja usado somente em reparos temporários.

3.3.2 – Soldagem de pinos por fricção.

Este tipo inovador de soldagem consiste em preencher diversos furos contíguos e sobrepostos ligando as partes a serem soldadas com um pino cilíndrico ou cônico em rotação (Pope, 2004). O pino é inserido na cavidade e é aplicada uma força axial enquanto o pino gira

em alta rotação para o preenchimento da folga com material que escoia plasticamente por fricção (veja Figura 9). Este processo de preenchimento leva em torno de 5 a 20 segundos, dependendo da espessura do material e sua composição. Depois de completar uma solda, a parte restante do pino é cortada e uma nova perfuração é feita no material de base com alguma sobreposição no pino anterior.

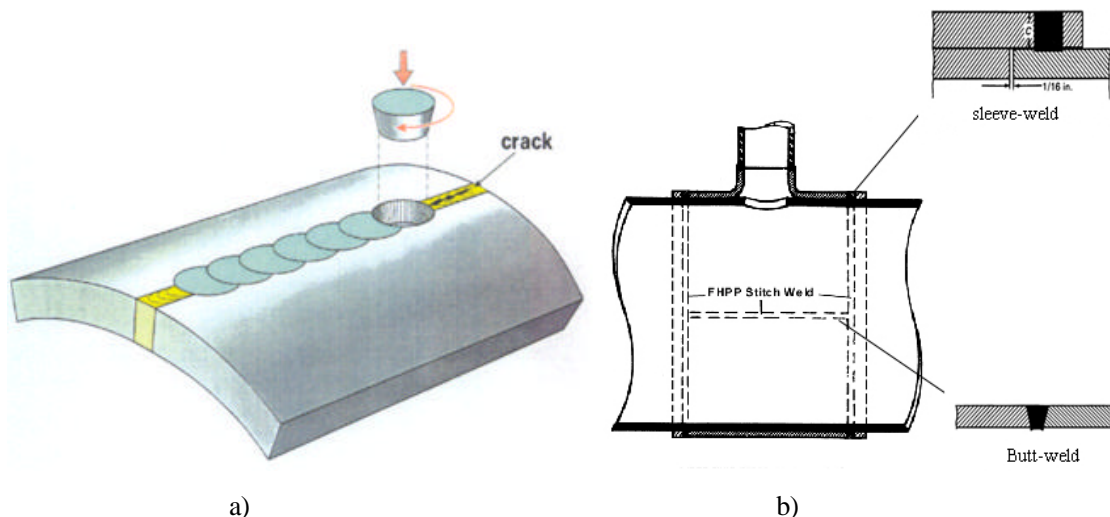


Figura 9. Soldagem de pinos por fricção. a) Reparo de trinca; b) instalação de calha. (www.o-vennemann.de)

Este processo de soldagem oferece novas possibilidades para soldar estruturas submarinas, onde os processos de soldagem convencional apresentam limitações como: (1) arco elétrico errático devido à pressão; (2) dureza elevada na ZAC ocasionada por altas taxas de resfriamento; (3) risco de trincas devido à presença de hidrogênio difusível; (4) soldagem fora da posição. Além disso, os parâmetros da soldagem de costura por fricção não são afetados pelo aumento da pressão e o processo poderá ser utilizado em grandes profundidades, limitadas para o uso de mergulhadores. Este processo também pode ser usado na soldagem de luvas na tubulação (*Sleeve welds* ou *overlap welds*) podendo ser feita tanto com pinos cônicos ou cilíndricos, dependendo da profundidade da cavidade que vai ser soldada. Também pode ser usada na soldagem orbital. Neste método, para que ocorra o pré-aquecimento por fricção é necessário usar pinos e cavidades cônicas.

3.4 Processos de soldagem utilizados na indústria do petróleo.

Na atualidade, os processos de soldagem a arco voltaico são amplamente usados na união por fusão de metais, pois apresentam uma grande variedade de vantagens que vão desde um baixo custo do equipamento, fácil manipulação e um nível aceitável de riscos para a saúde dos operadores. Portanto, estes tipos de processos tem ganhado uma importância industrial tanto na manutenção como na fabricação de peças. Na indústria do petróleo, a soldagem tem

constituído um processo de um alto nível tecnológico empregado dia a dia no reparo de dutos, tubulações e equipamentos, possibilitando a intervenção dos diversos equipamentos sem a interrupção da operação dos mesmos e evitando, assim, que uma gota do produto escoado seja derramada fora do oleoduto ou para o meio ambiente.

Atualmente, o processo com eletrodo revestido pode ser considerado o de maior aplicação geral entre os processos de soldagem a arco, encontrando uso em soldas de pequena responsabilidade, por exemplo, em serralherias, até em soldas de grande responsabilidade como as realizadas em reatores nucleares e vasos de pressão em geral (Piza 2000). Na indústria do petróleo, a maioria das vezes, utiliza-se o processo de soldagem por eletrodo revestido seja para a união de dutos em campo, em atividades de manutenção ou instalações de novas conexões e derivações, em consequência da versatilidade, baixo custo e facilidade de recrutar mão-de-obra qualificada que esse processo oferece. No entanto, tem perdido terreno com processos com altas taxas de deposição como o processo MIG/MAG, o qual está sendo usado na soldagem orbital de dutos devido ao bom acabamento dos cordões, à redução de passes necessários para este tipo de juntas e ao dispensar operações de remoção de material através de esmerilhamento. (Pellizzaro, 2003).

3.5 Soldagem com eletrodo revestido.

Existe uma ampla gama de eletrodos usados na soldagem dos diferentes aços, mas na soldagem de manutenção de dutos destacam-se os eletrodos celulósicos e básicos, devido a suas características de alta penetração e baixo hidrogênio difusível, respectivamente.

Ao igual que os eletrodos celulósicos, os consumíveis tipo básicos, podem induzir trincas a frio baixo condições adversas, introduzindo no metal de solda o hidrogênio armazenado no revestimento. Portanto, estes eletrodos de baixo hidrogênio difusível devem ser armazenados em fornos portáteis em apropriadas temperaturas, (seguindo as recomendações do fabricante), ou ser usados logo depois de aberta a embalagem, se esta for adequada. Segundo estudos realizados pelo EWI (apud Piza 2000), as soldas efetuadas em operação realizadas com eletrodos celulósicos são excessivamente susceptíveis a trincas a frio (TF), enquanto que soldas executadas com eletrodos básicos só são susceptíveis quando depositadas sobre tubulações com $CE^1 > 0,5$. (veja Figura 10).

¹O carbono equivalente foi desenvolvido como uma fórmula para normalizar a composição química dos aços em um número só, e indica como dita composição afeta a temperabilidade do material. A fórmula mais usada atualmente é a desenvolvida pelo *International Institute of Welding* (IIW), $CE = C + Mn/6 + (Cr+Mo+V)/5 + (Ni+Cu)/15$.

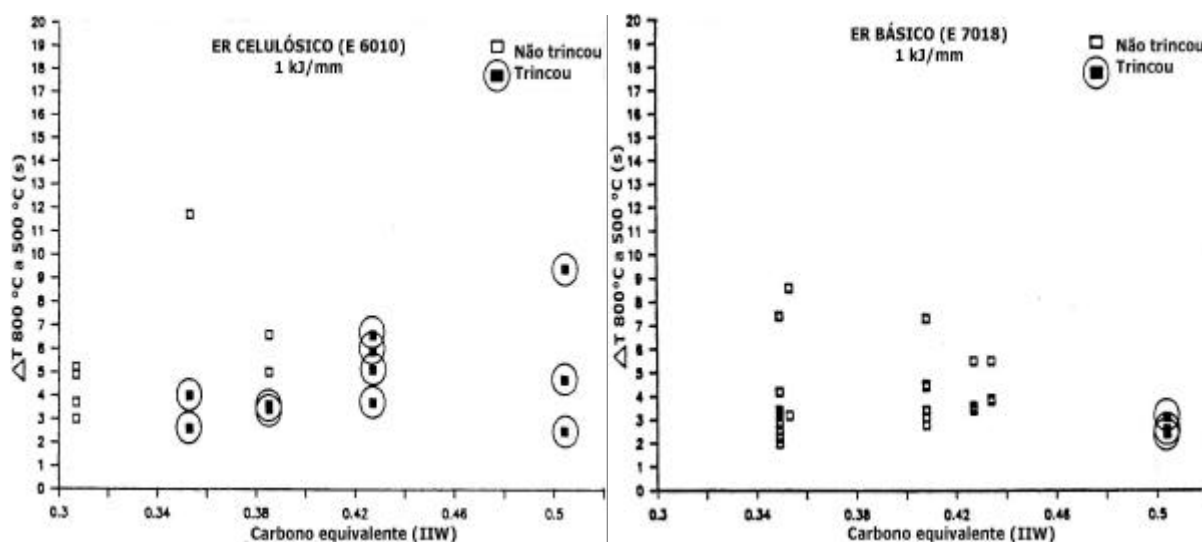


Figura 10. Efeito do uso de eletrodos celulósicos e básicos na ocorrência de trincas em luvas soldadas. (Batelle,1991)

Por tanto, eletrodos celulósicos não são recomendados para a soldagem de tubulações em operação.

3.6 Reparo em dutos em operação.

No início da década de trinta iniciaram-se pesquisas, a nível internacional, sobre os fenômenos de perfuração e de trincas a frio na soldagem em operação. Ditas pesquisas geradas por projetos multiclientes, liderados pelo Instituto Battelle e British Gas, dentre outros, levaram ao desenvolvimento de procedimentos visando o planejamento e execução segura de serviços de soldagem e trepanação em operação. Nessa época era notória a existência de uma enorme variedade de procedimentos por parte das indústrias, principalmente, em relação aos limites operacionais a serem impostos durante os serviços de soldagem. Dentre eles, os mais destacados apresentavam duas filosofias diferentes de reparo (Pope, 2004):

- A British Gas, publicou em janeiro de 1977 um procedimento para soldar tubulações pressurizadas até 70 bar e com espessuras maiores de 5 mm. Consistia em depositar um primeiro passe de amanteigamento e passes subsequentes de revenimento, usando passes corridos (sem tecimento) e de baixo aporte térmico.
- Em 1977 e em 1983 foram publicados trabalhos técnicos da TDWilliamson e do Instituto Battelle, onde eram fixados limites operacionais de velocidade de escoamento (máxima e mínima) para gases e líquidos em função da pressão máxima e a espessura mínima remanescente. Com base nestes trabalhos foram estabelecidos os limites operacionais da Norma PETROBRAS N 2163 Versão B (apud Pope, 2004).

Em 1983 foi realizada uma pesquisa multicliente com a participação de trinta e cinco companhias, tornando evidente que nenhuma das práticas operacionais (controle de pressão, vazão, espessura remanescente, etc), se respaldava numa análise racional do problema, devido ao desconhecimento do aporte térmico e da intensidade das condições de resfriamento às quais são submetidas as soldas. Ficava claro, então, que o elemento desconhecido nessa época era o efeito conjunto de tais parâmetros nas taxas de resfriamento das soldas, ou seja, no risco de trincas a frio, e na temperatura máxima atingida na parede interna da tubulação, ou seja, no risco de perfuração. A correlação entre o parâmetro de máxima temperatura interna e a perfuração seria estabelecida por trabalhos subseqüentes realizados pelo Instituto Batelle.

Em 1991 o Instituto Battelle, depois de 10 anos de investigações e com a participação de 38 empresas da área petroquímica e do petróleo, publicou um relatório final e entregou como principal produto um modelo computacional de análise térmica mediante o uso de elementos finitos, no qual são contempladas todas as importantes variáveis do processo que influenciam no risco de perfuração e TF, ou seja, pressão, vazão, temperatura, espessura, tipo de fluido escoado, aporte térmico de soldagem e geometria da junta. A Figura 11 apresenta os tipos de juntas soldadas nos quais o programa pode ser usado.

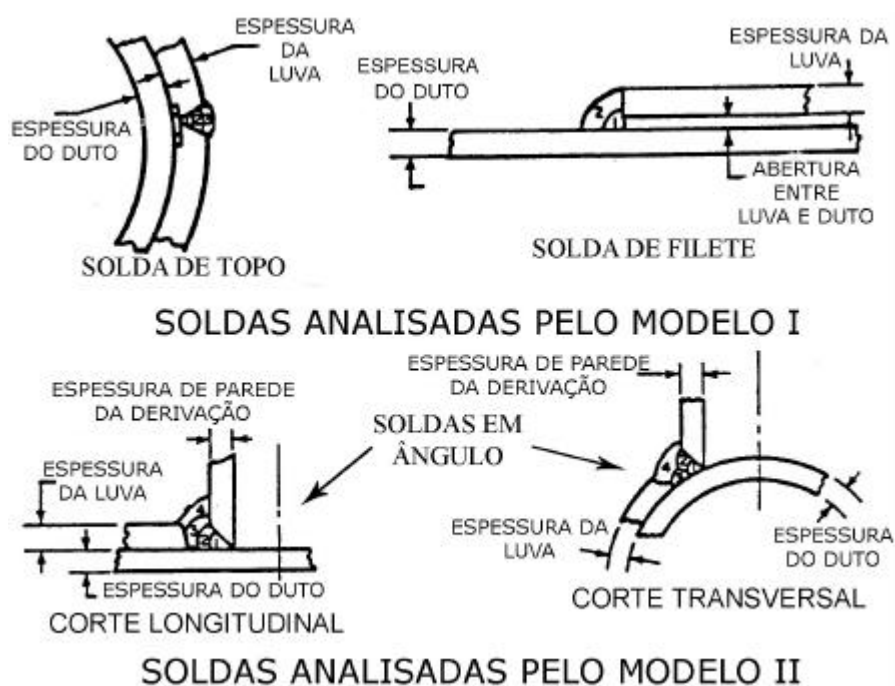


Figura 11. Tipo de soldas que podem ser avaliadas pelo programa do Battelle.
(Battelle, 1991).

Para avaliar este tipo de soldas, o programa apresenta dois modelos para a previsão da temperatura máxima atingida na parede interna (Battelle, 1991).

O modelo 1 simula as condições de soldagem circunferencial e longitudinal de fechamento de duplas calhas tipo B (soldas de filete), mediante os cálculos dos valores de temperatura no centro de cada nó, isto é feito mediante um balanço de energias num determinado intervalo de tempo, tendo em consideração a troca de calor entre os nós por condução, por convecção livre e radiação para os nós externos e nos casos dos nós internos, o balanço de energia inclui a perda térmica por convecção livre e forçada, por ebulição e pela radiação para o fluido.

Já no modelo dois são analisadas as soldas de derivação e é feito um balanço de energias similar ao modelo 1, com algumas exceções. Primeiramente, tem-se a perda de calor por convecção livre e por radiação a partir da superfície interna da conexão. Tanto para o interior da conexão como para os nós da tubulação nos contornos externos, o balanço de energia inclui a condução para o metal adjacente. No caso das soldas longitudinais efetuadas em ambos tipos de luva (A e B), a pesar de serem críticas por suportar tensões maiores, podem ser executadas em condições quase normais de soldagem por estar praticamente isoladas da parede do duto por mata-junta evitando, assim, um resfriamento excessivo das mesmas. Por esta razão, não são incluídas no desenvolvimento computacional em questão. Sendo assim, as soldas luva/tubo (*fillet welds*) e as soldas de derivação (*groove welds*) são as mais afetadas pelo resfriamento forçado imposto pelo fluxo interno, tendo assim um maior risco de falhar por TF.

Este aplicativo desenvolvido pelo Instituto Battelle permite avaliar o risco de perfuração, pois considera que a perfuração ocorre quando a temperatura de parede interna ultrapassa 1260 °C. Foram estabelecidos limites de temperaturas menores como margens de segurança de 980 °C e 760 °C para eletrodos básicos e celulósicos, respectivamente. Quanto à ocorrência de trincas a frio, o critério é baseado numa dureza máxima de 350 HV e relacionado com o tempo de resfriamento 800 a 500 °C ($t_{8/5}$) para determinadas faixas de carbono equivalente. Este modelo computacional foi avaliado de forma exaustiva em experiências com gás natural, cujas previsões demonstraram ser razoavelmente precisas no que concerne a taxas de resfriamento e temperatura interna. Tais previsões foram na maioria dos casos mais conservativas devido a que os valores de temperatura calculados eram maiores que os valores medidos experimentalmente. Por outro lado, demonstrou ser excessivamente conservativo na previsão de trincas a frio já que se baseia na utilização de $CE_{I\text{IW}}$ para a

previsão de dureza, o qual foi obtido a partir de ensaios em aços mais antigos e, portanto, não é adequado para aços modernos. Outra limitante encontrada neste software é a impossibilidade de avaliar soldas de simples deposição sobre a tubulação, técnica usada com mais frequência para o reparo de zonas corroídas, especialmente em trechos curvos ou em locais perto de válvulas e outros componentes.

A ocorrência de dois graves acidentes na América do Norte e outros tantos reportados em artigos técnicos demonstraram que não bastava conhecer a inter-relação entre as diversas variáveis que agem no risco de perfuração e TF e que se precisava de procedimentos qualificados para a soldagem em operação, especialmente para o aparecimento de trincas a frio. (Pope, 2004). Com este intuito, no *Edison Welding Institute* (EWI) foi desenvolvido um método para prever a capacidade de remoção de calor pelo fluxo interno e que pode ser facilmente aplicado em campo, o qual consiste em aquecer uma área circular do duto de diâmetro de 50 mm, utilizando uma tocha tipo “chuveiro” até atingir temperaturas em torno de 300°C - 325 °C (veja Figura 12). Depois de efetuado o aquecimento e constatada a temperatura de 300 °C, mede-se o tempo para o resfriamento de 250 °C a 100 °C ($t_{2,5/1}$) usando um termômetro digital e um cronômetro. São efetuados seis ensaios para obter um valor médio, $t_{2,5/1}$ que representa a capacidade de remoção de calor pelo fluxo interno do duto. Este valor $t_{2,5/1}$ serve para estimar o tempo $t_{8/5}$ em função da espessura, vazão e aporte térmico, utilizando gráficos experimentais que relacionem $t_{2,5/1}$ e $t_{8/5}$.

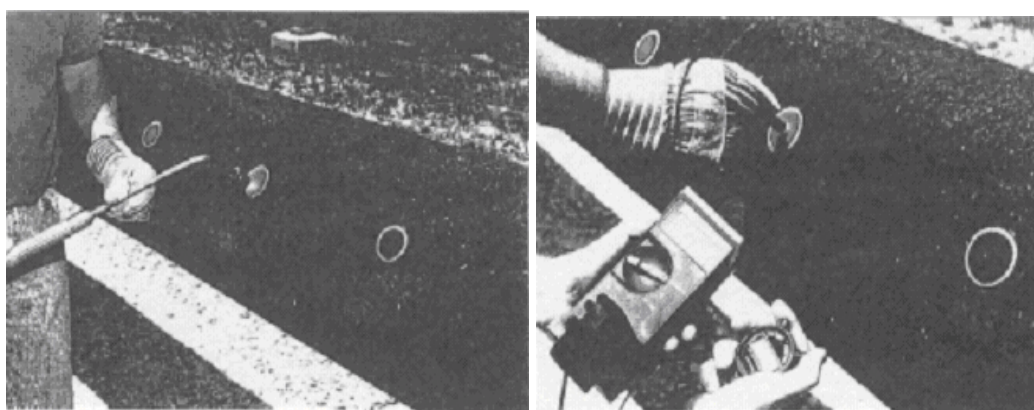


Figura 12. Medição em campo da capacidade de resfriamento das soldas nas condições de operação na tubulação. (Piza, 2000b)

Na continuação desta linha de pesquisa, o EWI iniciou em julho de 1993 um grande projeto multi-cliente com a participação de 19 companhias da área de transporte dutoviário, incluindo a PETROBRAS (Pope, 2004). Este trabalho deu como resultado uma série de

procedimentos de soldagem em operação para aços C-Mn, em qualquer condição operacional. Três grupos distintos foram desenvolvidos:

- Controle do aporte térmico.
- Uso de amanteigamento + passe de revenimento.
- Controle do aporte térmico + pré-aquecimento.

Estes trabalhos junto aos desenvolvidos pelo Battelle nortearam os relatórios publicados pelo CENPES no ano 2000 (Piza,2000), os quais tinham como principal objetivo realizar um levantamento do estado da arte e os principais cuidados mínimos necessários e procedimentos a serem seguidos no que concerne ao reparo em operação.

Após 10 anos de lançado o aplicativo do Instituto Battelle, o *Pipeline Research Council International* (PRCI) contratou o EWI para o desenvolvimento de uma versão em ambiente *Windows* do programa de Battelle. Esta versão foi disponibilizada no ano 2002 após causar grande expectativa devido à promoção de que se tornaria em uma versão mais amigável. Porém isto não foi constatado pelo CENPES e a UFSC (Pope, 2000) por causa de que regularmente ocorriam insucessos durante o processamento dos cálculos, devido a que em diversas situações o cálculo não convergia. Comparativamente, nota-se que o programa PRCI é mais conservativo para o cálculo do $t_{8/5}$, em baixas espessuras com baixa vazão, enquanto que o Battelle é mais conservativo em elevadas espessuras. Quase que simultaneamente, o *Cooperative Research Centre For Weld Structure* (CRC-WS), sediado na Austrália, lançou no 2003 um programa computacional “*In service welding on gas pipeline*” dirigido para a soldagem em operação em gasodutos, fornecendo o mesmo tipo de resultados do Battelle e do PRCI. Não obstante, o programa não dá resultados satisfatórios para avaliar o risco de perfuração em espessuras menores que 5 mm e em elevada pressão.

A nível nacional tem sido publicados poucos trabalhos sobre o tema. Um deles foi desenvolvido no CENPES por Pope e al (2004), com o objetivo de determinar as condições de soldagem que evitam a perfuração na soldagem de calhas em dutos de 6 mm de espessura de aço API 5LX6-46 e para a soldagem de conexões tipo provador de corrosão. Outros (Brêda, 2005; Coelho 2004), que tiveram a participação da UFSC, visaram estudar a aplicação do processo TIG alimentado na soldagem em aplicação de tubos de pequena espessura.

3.7 Risco no reparo de dutos em operação.

Como dito anteriormente, a soldagem em operação há dois riscos a serem considerados. O primeiro deles é a formação de trincas induzidas pelo hidrogênio, que pode estar presente no metal de base, no ambiente e até mesmo no revestimento dos eletrodos, se estes não recebem um tratamento adequado. O segundo risco a ser considerado é a excessiva penetração do metal de solda na parede do duto que está sendo soldado, causando assim a perfuração e o vazamento do produto escoado. Na sequência são apresentados de forma mais detalhada estes tipos de problemas.

3.7.1 Condições necessárias para a formação de trincas a frio induzidas pelo hidrogênio.

As trincas induzidas pelo hidrogênio, também conhecidas como trincas a frio (TF), são as descontinuidades mais significativas com respeito à integridade da tubulação e somente ocorrem sob determinadas condições. A ocorrência deste tipo de trincas se dá normalmente na Zona Afetada pelo Calor (ZAC), veja a Figura 13.

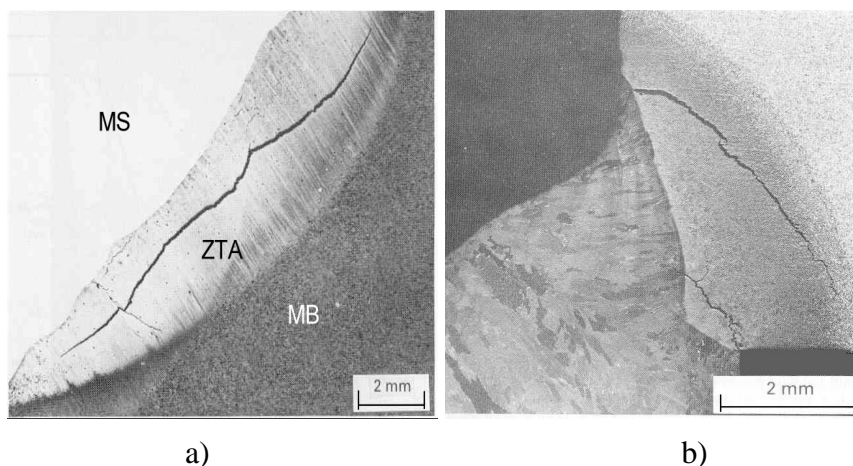


Figura 13. Aspecto típico de trincas a frio: a) sob o cordão; b) no pé e na raiz do cordão.(Bailey,1993)

As condições necessárias para que se formem trincas a frio, são (Coe, 1973):

- Presença de hidrogênio na solda. Todo processo de soldagem a arco introduz algum hidrogênio na solda, originado na umidade existente no próprio revestimento do eletrodo utilizado, na umidade da atmosfera em contato com o arco elétrico e na umidade que se condensa na superfície do metal base (MB) ao ser soldado. Pode ainda ter origem em hidrocarbonetos, graxas, óleos, ferrugem ou qualquer outro contaminante (orgânico principalmente) na superfície do substrato ou no próprio consumível. O hidrogênio fragiliza os aços ferríticos a temperaturas relativamente baixas. A principal hipótese para tal é que os átomos de hidrogênio, intersticialmente

dissolvidos na matriz ferrítica, interferem com a movimentação das discordâncias ocasionando uma elevada tensão na rede cristalina ($10^5 - 10^6$ atm). (Coe, 1973).

- Microestrutura susceptível. A ZAC é a região mais susceptível a gerar trincas induzidas pelo hidrogênio, principalmente quando o MB é mais temperável que o metal depositado, já que todo o hidrogênio migrará para uma região que ainda está austenítica e que possui maior solubilidade para ele. (Figura 14). Microestruturas duras, tal como a martensítica, são formadas em aços de CE alto sujeitos a elevadas taxas de resfriamento. Por outro lado, as taxas de resfriamento são governadas pelo aporte térmico da solda, pela temperatura de preaquecimento, e pelas condições operacionais da tubulação durante a soldagem.

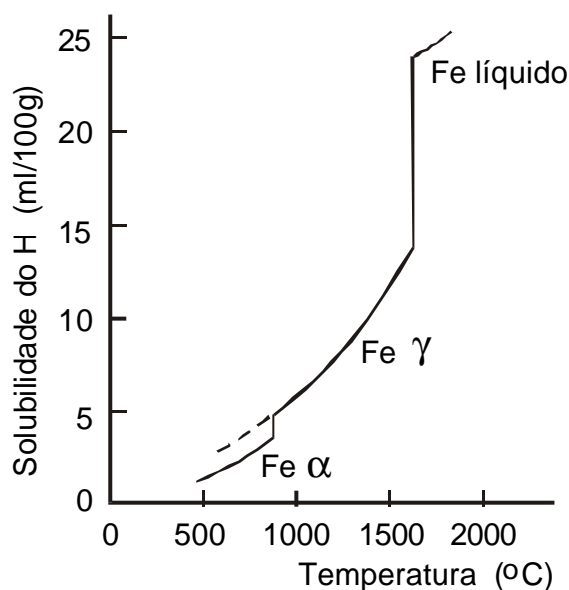


Figura 14. Variação da solubilidade do hidrogênio com a temperatura. (Bailey, 1993)

- Tensões trativas. As tensões trativas podem ser classificadas em tensões aplicadas e tensões residuais, ocorrendo de forma separada ou simultânea. As tensões aplicadas resultam tanto do efeito da pressão interna quanto daquelas oriundas do movimento da tubulação devido ao deslocamento do solo. As tensões residuais aparecem como resultado das restrições impostas à junta soldada e das deformações impostas pela contração da solda durante seu resfriamento. Entalhes ou mudanças bruscas podem atuar como concentradores de tensões os quais podem iniciar trincas, intensificando localmente o efeito da pressão interna.
- Temperatura. As trincas a frio ocorrem a temperaturas inferiores a 150 °C, sendo praticamente inexistentes a temperaturas superiores a 250 °C. O maior risco se dá a temperatura ambiente. Ditas temperaturas são rapidamente atingidas, devido à remoção de calor pelo fluido dentro do tubo e aos limitados aportes térmicos necessários para evitar perfurações.

Essas velocidades de resfriamento combinadas com elevados valores de carbono equivalente de materiais de tubulações tendem a resultar no desenvolvimento de microestruturas duras, susceptíveis ao trincamento. Os aços de fabricação mais antiga, em geral anteriores ao ano 1985, podem atingir valores altos de %C e CE (0,25 e 0,5, respectivamente), apresentando uma elevada susceptibilidade a produzir trincas após a soldagem. Por outro lado, dutos mais recentes, mesmo possuindo %C e CE bem inferiores aos dutos mais antigos, podem ser relativamente susceptíveis a TF. Os materiais usados atualmente em tubulações de petróleo são os aços API 5LX das séries 65, 70 e 80, com teores de C entre 0,18% e 0,26% em peso, como apresentado na tabela 1, e com CE na faixa de 0,36; e que é obtido com a fórmula desenvolvida pelo IIW. (Piza, 2000)

Tabela 1. Composição química e propriedades mecânicas de alguns aços API (AWS, 2000)

GRADO API	COMPOSIÇÃO QUÍMICA (% em peso)							VALORES MINIMOS (MPa)	
	C (max)	Mn (max)	P (max)	S (max)	Nb (min)	V (min)	Ti (min)	Limite escoam.	Resis. tração
X-60	0,26	1,35	0,04	0,05	0,005	0,005	0,005	413	517
X-65	0,26	1,40	0,04	0,05	0,005	0,005	0,005	448	530
X-70	0,23	1,60	0,04	0,05	--	--	--	482	565
X-80	0,18	1,80	0,03	0,018	--	--	--	551	620

A Figura 15 apresenta de forma esquemática a relação entre os fatores que influem na ocorrência de trincas a frio em soldas executadas em operação.

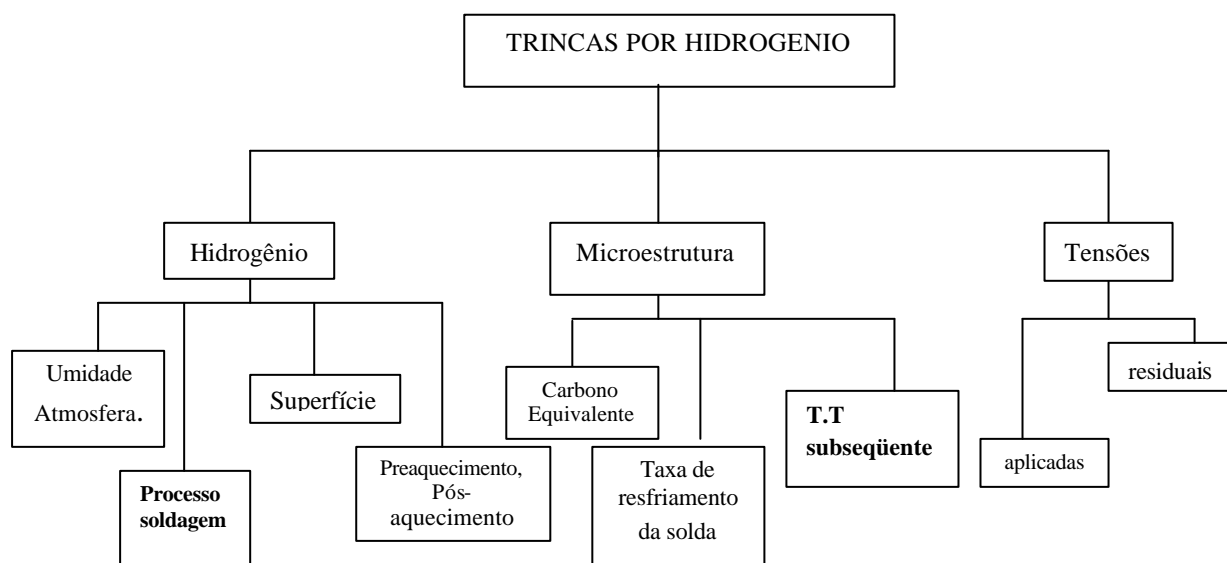


Figura 15. Relação entre os fatores que influenciam na ocorrência de trincas a frio (Piza 2000)

a) Metodologia de prevenção das trincas a frio.

A partir das considerações dos fatores necessários para a ocorrência do fenômeno e das características das diferentes classes de aços soldados, diversas medidas foram concebidas para evitar as trincas a frio. Como a redução das tensões residuais não é uma opção usualmente possível, as estratégias giram em torno do controle do nível de hidrogênio, do controle da dureza (microestrutura) e de se evitar a faixa de temperaturas de fragilização. Assim as principais medidas preventivas cogitadas para evitar o trincamento são: (Bailey, 1993)

- Uso de processo e consumíveis de baixo hidrogênio. O nível de hidrogênio difusível pode ser reduzido com o uso de processos de soldagem de baixo hidrogênio como o GTAW (Gas Tungsten Arc Welding) e GMAW (Gas Metal Arc Welding). Adicionalmente, uma limpeza da superfície a ser soldada, tanto do arame de adição escolhido, é igualmente um fator importante.
- Controle do aporte de calor. A utilização de aportes térmicos elevados tem o efeito de prolongar o ciclo térmico de soldagem, embora de forma menos efetiva do que o pré-aquecimento. Entretanto, a utilização de altos aportes térmicos é normalmente impraticável para todas as posições podendo gerar defeitos tais como mordeduras ou ainda elevar o risco de perfuração em soldas executadas em paredes de espessura fina, além de gerar um aumento no tamanho de grão.
- Pré-aquecimento, incluindo a temperatura da interpasse. Pode ser um método inviável na soldagem de dutos em operação, devido à capacidade do fluxo de remover calor da parede interna da tubulação, principalmente em espessuras finas. Na Europa, devido às espessuras de tubulação serem maiores, é possível usar o pré-aquecimento por bobinas de indução, reduzindo assim as taxas de resfriamento das soldas. (veja a Figura 16)



Figura 16. Aquecimento por indução da calha tipo B usado na *Trans-Alaska pipeline*.

(www.Millerwelds.com)

- Técnicas do passe de revenimento ou de tratamentos térmicos pós-soldagem (TTPS). Os TTPS são largamente usados para reduzir o nível de dureza através do revenimento da microestrutura e, além disso, possibilitar o controle da difusão do hidrogênio desde que o aquecimento seja efetuado imediatamente após a deposição da solda.

A técnica de passe de revenimento consiste em realizar uma camada de amanteigamento sobre a tubulação, o qual tem a finalidade de aumentar a espessura remanescente da mesma e possibilitar a deposição de passes posteriores com maior aporte térmico, resultando assim, em menores níveis de dureza na ZAC e em um revenimento da mesma. (veja a Figura 17)

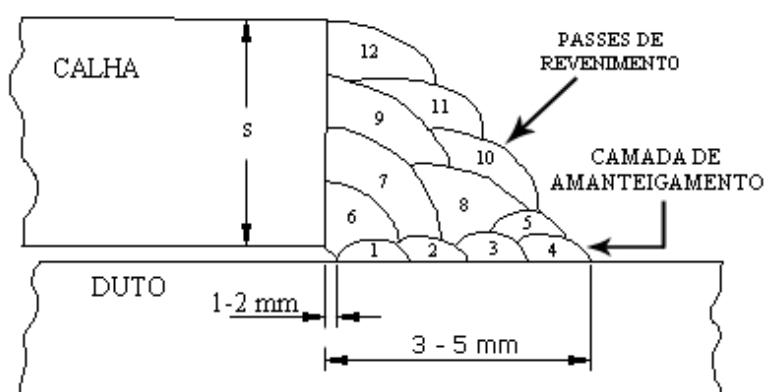


Figura 17. Esquema da técnica de passe de revenimento utilizada pela *British Gas*. (Apud Piza, 2000)

- Uso de consumíveis austeníticos. Em casos onde o pré-aquecimento é inaceitável devido a elevados custos ou tecnicamente inapropriado, podem ser empregados consumíveis austeníticos. O fundamento de uso destes consumíveis baseia-se em que os metais austeníticos podem conter em solução sólida, apreciáveis quantidades de hidrogênio a temperatura ambiente sem trincar. Cuidados especiais devem ser levados em consideração, especialmente quando usadas ligas de níquel, pois as mesmas são susceptíveis a trincas de solidificação.

Quanto a uma sistematização internacional da metodologia para o uso dessas medidas, apesar dos esforços do IIW nesse sentido, persistem ainda diferenças oriundas de distintos modelamentos teóricos e tipos de ensaios de soldabilidade adotados por pesquisadores e instituições do Japão, Europa e USA.

3.7.2 A perfuração da tubulação.

O fenômeno da perfuração da tubulação poderá ocorrer caso a área não fundida adjacente à poça de fusão não tenha resistência suficiente para suportar as tensões proveniente da pressão interna da tubulação. Este fenômeno é governado por três fatores: espessura local (juntamente com o tipo de material da parede da tubulação), penetração da solda e condições operacionais da tubulação (vazão, pressão, etc). O risco da perfuração diminui à medida que se reduz a penetração da solda e se aumenta a espessura da parede da tubulação. (Veja a Figura 18).

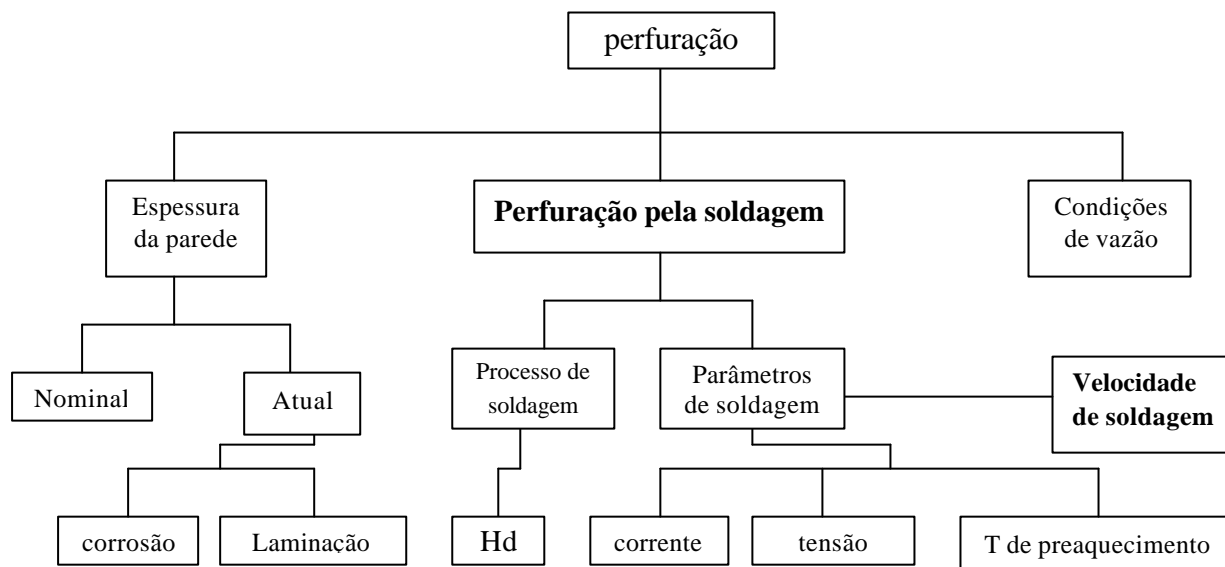


Figura 18. Relação entre os fatores que influenciam a perfuração de tubulações soldadas em operação. (Apud Piza 2000)

A perfuração da tubulação terá como consequência direta o vazamento do produto. Além do perigo físico do vazamento em si, o produto pode ainda ser tóxico ou inflamável. A perfuração da tubulação durante a soldagem normalmente não leva a rupturas catastróficas, porém uma parada total do sistema de escoamento se torna necessária (Bruce, 2000b).

No relatório publicado pelo Instituto Battelle e outros (Bruce, 2000c), concluiu-se a partir de testes com soldas de conexão ou dupla-calha que o risco de perfuração é iminente quando a temperatura na superfície interna da tubulação soldada alcança valores superiores a 1260°C. Foram arbitrados, então, valores menores considerando margens de segurança: o valor de 980 °C para eletrodos de baixo hidrogênio e 760 °C para eletrodos celulósicos.

Evidentemente, a influência da pressão interna, da espessura remanescente e da resistência mecânica da tubulação devem ser sempre consideradas na hipótese de se aceitar

valores de temperatura interna superiores a estes limites. A espessura da tubulação não é um parâmetro que possa ser alterado. Entretanto, é importante que a espessura seja verificada por equipamentos e técnicas apropriadas, como, por exemplo, técnicas de mapeamento ultrassônico. Isto permitirá determinar a espessura local a ser soldada, que pode ser muito menor que a espessura nominal do tubo, seja por fenômenos oriundos de corrosão generalizada, por pites, alveolar, erosão, etc.

a) Efeitos do processo de soldagem na penetração da solda.

Segundo Kiefner (1994), o risco de perfuração depende não somente da espessura da parede, mas também dos parâmetros de soldagem (tensão, corrente, velocidade de soldagem) e das condições de operação do duto (vazão, pressão, temperatura e propriedades térmicas do fluido). A penetração aumenta com o aumento do aporte térmico e com o aumento do potencial de hidrogênio do processo de soldagem. Um processo de soldagem de baixo hidrogênio, tal como o eletrodo revestido com revestimento tipo básico, associado a um aporte térmico baixo, resulta numa condição de menor penetração. Mas na soldagem de tubos de espessura mais elevada, onde o risco de perfuração é mínimo (por exemplo, acima de 6 mm), a adoção de aportes térmicos altos, para minimizar o risco do aparecimento de trincas a frio, é um procedimento frequentemente utilizado.

Portanto quando o calor produzido pelo arco de solda excede a capacidade do fluido de remover calor da parede do duto, o sobreaquecimento do mesmo provoca a perfuração (apud Bruce, 2000a). No EWI foram desenvolvidos e qualificados procedimentos para realizar soldagens em serviço evitando o trincamento e a perfuração (Bruce, 1998), para o processo de eletrodo revestido, em juntas de topo em V e de filete. A seleção do procedimento a ser usado é feita com base nos parâmetros:

- Quantidade de hidrogênio introduzido no metal de solda, em mililitros de H_2 por cada 100 gramas de metal depositado.
- Espessura do tubo.
- Teor de carbono e CE do material do tubo.

b) Limites para o aporte térmico.

No *Edison Welding Institute* (EWI) foram estabelecidos experimentalmente os limites de aporte térmico (tabela 2) para evitar perfurações ao soldar com eletrodos revestidos de

baixo hidrogênio (tipo EXX18), em tubos de duas espessuras remanescentes. (apud, Bruce, 2000c)

Segundo Bruce (2000c), Esses limites são conservativos, pois os experimentos foram realizados com gás nitrogênio estático (sem fluxo), sendo que o gás metano e a maioria dos líquidos removem calor da parede da tubulação de forma mais eficiente que o nitrogênio. Por outro lado, esses limites são baseados em valores de corrente fixos (50, 80 e 110 A para as bitolas de 2,0; 2,4 e 3,2 mm, respectivamente), de forma que ao serem usados com maiores níveis de corrente podem se tornar não conservativos.

Tabela 2. Limites de aporte térmico estabelecido pelo EWI para evitar perfurações ao soldar com eletrodos de baixo hidrogênio tubulações contendo gás nitrogênio estático. (apud, Bruce 2000c)

Espessura remanescente da parede (mm)	f eletrodo (mm)		
	2,0	2,4	3,2
	APORTE TÉRMICO (KJ/CM)		
3,2	8,7	5,1	proibido
6,4	9,8	9,4	8,7

Por outro lado, os modelos computacionais de análise térmica são ferramentas úteis não só para prever as temperaturas atingidas na parede interna do tubo, mas também para prever as velocidades de resfriamento da solda e, portanto, o tempo de resfriamento entre as temperaturas 800 e 500°C.

O modelo criado no Battelle (1991) permite analisar a transferência de calor ao soldar tubos com fluxo interno. Infelizmente, ele serve apenas para espessuras iguais ou maiores que 3,2 mm, e geometrias de solda de filete como as soldas circunferenciais entre calha e duto e soldas em chanfro entre conexões e o tubo. Por outro lado, este software não dá resultados para soldas de simples deposição sobre a tubulação, como as efetuadas na técnica de reparo por deposição de solda (RDS).

3.7.3 Forças que agem na poça de fusão.

São muitas as teorias que tentam explicar o fenômeno da penetração durante a execução de soldas, considerando a movimentação da poça de soldagem, variações das características do arco de soldagem e até a influência de elementos considerados contaminantes, tais como enxofre e oxigênio.

Segundo Mills e Keene (Mills, 1998), a penetração é controlada pelo fluxo do fluido na poça de fusão, e este é controlado pela direção e magnitude das forças termo-capilares. A direção e magnitude destas forças são determinadas pelo coeficiente de variação da tensão superficial com a temperatura ($d\gamma/dT$). Por exemplo, quando o teor de enxofre é baixo ($S < 30$ ppm) esse coeficiente é negativo, e isto induz um fluxo radial de metal para o exterior e pouca penetração; enquanto aços com $S > 60$ ppm tem um coeficiente positivo, o qual produz um fluxo radial para o interior, propiciando uma boa penetração.

Friedman (apud, Glickstein, 1977) desenvolveu um modelo para o fluxo de metal dentro da poça de fusão, no qual propôs que as forças de tensão superficial opõem-se à combinação de efeitos da gravidade e da pressão do arco. Assim, uma tensão superficial alta poderia conduzir a uma baixa penetração. Ishaki (apud Glickstein, 1977) sugeriu que o gradiente de tensão superficial através da poça fundida poderia afetar o fluxo convectivo dentro dela.

Heiple e Roper (apud Glickstein, 1977) postularam que a variação na penetração é resultado de diferenças no fluxo do fluido na poça que produzem variações de direção e magnitude das forças termo-capilares, e que estas são controladas pela concentração de elementos ativos tais como enxofre e oxigênio. Tal como apresentado na Figura 19, o fluxo Marangoni resultante ocorrerá desde uma região de menor tensão superficial para uma de maior tensão superficial.

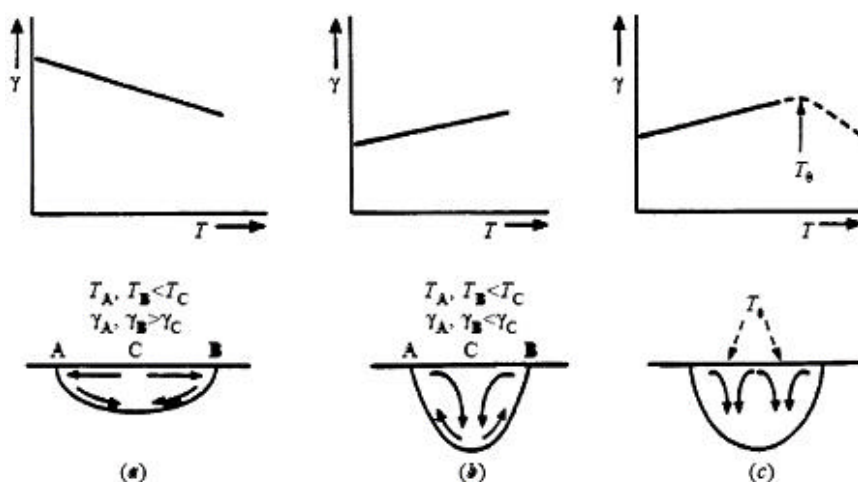


Figura 19. Variação da penetração segundo a teoria de Hipper e Ropper. (apud Glickstein, 1977)

Na Figura 19a é apresentada a movimentação da poça de fusão para aços mais limpos, com baixo teor de enxofre e oxigênio. Como observado, a tensão superficial decresce com a temperatura, o qual resulta em coeficientes de tensão superficial negativos. Neste caso a

tensão superficial será grande nas regiões mais frias, nos cantos da poça de fusão. Isto induz um fluxo radial para o exterior, levando metal quente para os cantos da poça de fusão, tendo como consequência um aumento na largura e uma diminuição da penetração da solda.

Em aços com teores de S ou O acima de 60 ppm, o coeficiente de tensão/temperatura será positivo (Figura 3b), sendo assim a tensão superficial maior na região de alta temperatura no centro da poça de fusão e isto induz um fluxo radial interno que resulta num cordão estreito e profundo.

Keene e al (apud Glickstein, 1977), determinaram que o coeficiente de tensão/temperatura quando positivo tende a um máximo numa temperatura T_0 e assim produz um fluxo complexo similar ao mostrado na Figura 3c.

Segundo a teoria de Heiple e Roper (apud Mills, 1998), a transferência de calor na poça de fusão é controlada pelo fluxo do fluido e não pela condução de calor, e o fluxo, por sua vez, é governado pelas forças termo-capilares. Adicionalmente a estas considerações foram estabelecidos outros mecanismos que operam na agitação da poça de fusão tais como:

a) Forças de Marangoni: São forças termo-capilares, que podem ser estimadas mediante o número adimensional que leva o mesmo nome:

$$Ma = \frac{\partial g}{\partial T} \frac{\partial T}{\partial x} \frac{l^2}{h a}$$

Onde:

$$\frac{\partial T}{\partial x} = \text{Gradiente de temperatura.}$$

h = Viscosidade cinemática.

a = Difusividade térmica.

l = Comprimento característico.

b) Forças eletromagnéticas: São causadas pela interação de um campo magnético induzido pela passagem da corrente por um condutor. A corrente de soldagem induz um campo magnético ao redor do condutor e a força de Lorentz age para dentro e empurrando assim, a poça de fusão.

c) Forças de flutuação: Causadas pelas diferenças de densidade do metal líquido devido a gradientes de temperatura na poça, resultando num fluxo ascendente. O efeito destas forças é pouco significativo em comparação aos dos demais.

d) Forças aerodinâmicas de arraste: Estas forças são produto da ação do plasma sobre a superfície da poça de fusão, o qual induz um fluxo interno ao longo da superfície da poça. Principalmente, depende da composição do gás (na soldagem com gás protetor), do tamanho da gota destacada e da velocidade do plasma no interior do arco.

3.8 Acidentes recentes mais significativos.

Num levantamento realizado pelo instituto Battelle e por membros do API sobre as falhas em soldas em dutos efetuadas em operação, foram registrados noventa acidentes oriundos de onze companhias, ocorridos poucos dias após a soldagem ou mesmo anos depois (Piza, 2000). Nestes levantamentos foram recolhidas informações como as características da tubulação (diâmetro, espessura, CE), dados do produto escoado (tipo de fluido, condições de fluxo), dados do procedimento de soldagem (condições de soldagem, tipo de eletrodo, diâmetro) e características do local onde aconteceu a falha. Das investigações efetuadas pode-se concluir que a principal causa de falha foi o uso de eletrodos celulósicos e as características comuns aos 90 casos reportados foram: TF como causa, tensões adicionais algum tempo após a execução da solda, aços de elevado CE ($\geq 0,44$) e fraturas circunferenciais da tubulação a partir de soldas em ângulo entre a calha e o duto.

Entre os acidentes mais significativos que ocorreram na América do Norte devido ao reparo em tubulações, destaca-se o ocorrido em 1985 em Camrose no Canadá (Aragonez, 2004), o qual aconteceu durante o reparo de um vazamento, ocasionando duas mortes e três feridos pela explosão devido ao acúmulo de gás natural havendo ignição pela presença de veículos estacionados com seus motores ligados perto ao local do reparo.

Em 1986 outro acidente ocorreu na Pensylvania (Aragonez, 2004) após a instalação de uma dupla calha. A ruptura ocasionou o vazamento de 3300 barris de gasolina e o fechamento temporário de um grande shopping e uma rodovia. O departamento de transportes Americano determinou a remoção das outras 140 calhas já instaladas nesta tubulação, o que representou um custo de US\$ 6 milhões para a Sun Oil.

O fator comum a esses dois acidentes foi a presença de trincas a frio na margem da solda de filete entre a dupla calha e a tubulação efetuada com eletrodos celulósicos e com o duto em pleno funcionamento. Como consequência destes dois acidentes o *National Energy Board* do Canadá formou um comitê para avaliar e estudar vários assuntos pertinentes à soldagem em operação incluindo a qualificação de procedimentos de soldagem específicos, de

soldadores e de ensaios não destrutivos (END). A observação mais significativa feita pelo comitê é a de que os procedimentos devem ser qualificados e selecionados baseados no CE do aço da tubulação e não no seu nível de resistência.

Em janeiro de 1992, um outro acidente ocorreu na companhia *Transcanada*, onde se verificou o rompimento de uma derivação onze anos após sua instalação, devido ao excesso de deformação na junta soldada, levando a uma propagação frágil de um defeito pré-existente na solda circunferencial por cerca de 370 metros de comprimento. Tal vazamento de gás resultou num incêndio que paralisou totalmente a produção com enormes perdas econômicas. Em 1997 a companhia Argentina TGN (*Transportadora Gas Del Norte*) reportou uma falha com vazamento em um reparo em uma solda circunferencial de uma dupla calha com uso de eletrodos celulósicos (Pope, 2000).

MATERIAIS E METODOS

Neste capítulo são apresentados os ensaios realizados sobre tubos de espessuras de 3,2 e 4,8 mm com eletrodos revestidos do tipo básico (E7018), os quais foram depositados de forma automatizada no sentido longitudinal mediante um dispositivo de mergulho do eletrodo desenvolvido no LABSOLDA. As soldas foram executadas em simples deposição na tubulação e em alguns casos usando juntas de filete entre a calha e o duto, de modo a forçar a ocorrência de perfuração em aproximadamente um terço dos ensaios realizados. Como fluidos foram utilizados ar e água, os quais representam duas condições distintas de remoção de calor das paredes da tubulação. A seguir são descritos de forma detalhada a bancada e os ensaios realizados.

4.1 Bancada de ensaios.

A bancada de ensaios é mostrada na Figura 20, sendo constituída por:

1. Sistema de ventilação do bunker.
2. Sistema de aquisição de temperaturas usando termopar do tipo K.
3. Sistema de aquisição de dados de soldagem.
4. Fonte de soldagem multiprocesso e microcontrolada MTE DIGITEC 450.
5. Controlador do mergulho do eletrodo.
6. Bunker.
7. Comando remoto do sistema de deslocamento linear TARTILOPE V1.

A velocidade de soldagem foi controlada de forma automatizada por um sistema de deslocamento linear acionado por um comando remoto. Nos ensaios foi utilizada uma fonte transistorizada dotada de placa de aquisição de sinais, a qual foi conectada a um computador para registro dos sinais de tensão e corrente e para o cálculo posterior dos seus valores eficazes. A seguir descreve-se de forma detalhada cada um dos equipamentos do sistema de soldagem e dos dispositivos auxiliares.

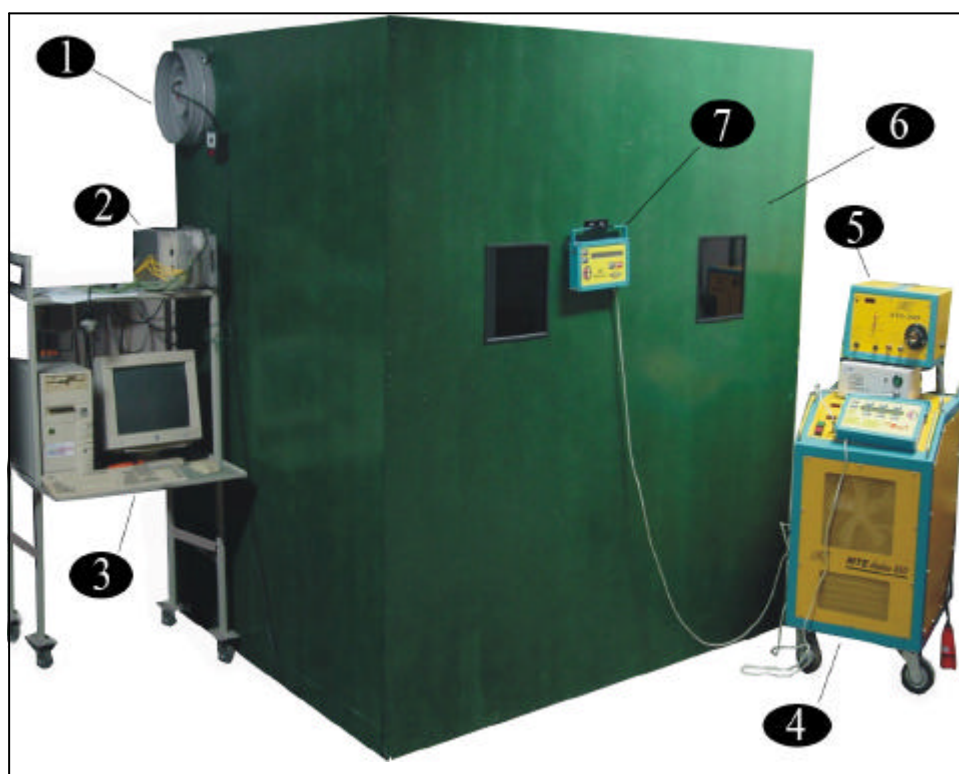


Figura 20. Vista externa da Bancada de soldagem.

O Sistema automático de soldagem com eletrodo revestido é constituído de (Figura 21):

- 8. Dispositivo de mergulho do eletrodo.
- 9. Corpo de prova. (tubo com flanges nas extremidades).
- 10. Trilho do TARTILOPE V1.
- 11. Carrinho de deslocamento empurrado pelo sistema TARTILOPE V1.

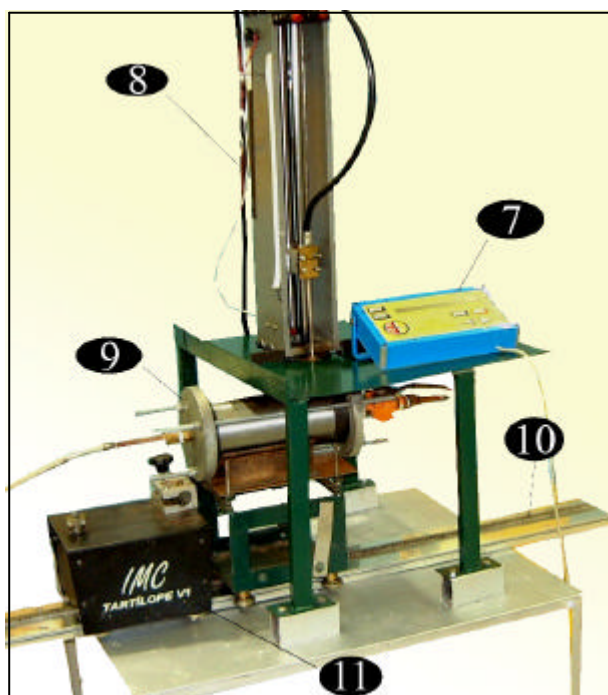


Figura 21. Detalhe do sistema de deslocamento do eletrodo, alojado dentro do bunker.

4.1.1 Fonte de energia para soldagem.

Foi utilizada uma fonte MTE DIGITEC 450, desenvolvida e fabricada no LABSOLDA/UFSC, que fornece corrente contínua, apta para os processos eletrodo revestido, TIG e MIG. A operação deste equipamento é realizada através de um painel de controle micro-processado, por meio do qual são realizados a seleção dos processos e os ajustes das variáveis.

Esta fonte possui uma corrente nominal de 280 A para um fator de trabalho de 100%, sendo que a capacidade de corrente máxima é de 450 A (IMC, 2002). As principais características da fonte estão abaixo relacionadas:

- Tensão em vazio: 64 V.
- Tipo de corrente: contínua (constante ou pulsada).
- Potencia máxima fornecida: 10 kVA.

4.1.2 Sistema de mergulho automático do eletrodo.

Neste sistema o suporte porta-eletrodo desliza em um parafuso de esferas recirculantes, acionado por um motor de corrente contínua. Este, por sua vez, é alimentado por um cabeçote de soldagem MIG adaptado, de modo a manter a tensão do arco no valor ajustado e, portanto, manter um comprimento do arco também constante. Este modo de controle é conhecido como AVC (*Automatic voltage control*).

4.1.3 Controle da velocidade de soldagem.

Para manter uma velocidade de soldagem uniforme foi utilizado um sistema de deslocamento linear da IMC, modelo TARTILOPE V1, no qual a velocidade de deslocamento pode ser definida através de um painel portátil ou via computador e pode ser modificada durante o movimento. Para permitir a movimentação da peça na direção horizontal, a peça foi colocada sobre um carrinho, o qual era empurrado pelo cabeçote deste sistema.

4.1.4 Bomba de teste hidrostático.

Inicialmente foi concebida a idéia de realizar ensaios com fluido pressurizado enquanto através da tubulação circulava o mesmo com uma certa vazão, para isto era necessário um sistema de bombeio extremadamente caro, o qual impossibilitou a realização destes ensaios. Portanto, na realização dos ensaios com água sob pressão foi utilizada uma bomba para teste hidrostático, com capacidade para fornecer até 50 bar de pressão. A pressão

foi medida usando o manômetro que esta possui e regulada por uma válvula de alívio quando ocorria um aumento de pressão, em função da expansão do fluido e/ou formação de vapor produzidos pelo calor recebido do arco.

4.1.5 Softwares. Os softwares utilizados neste estudo foram:

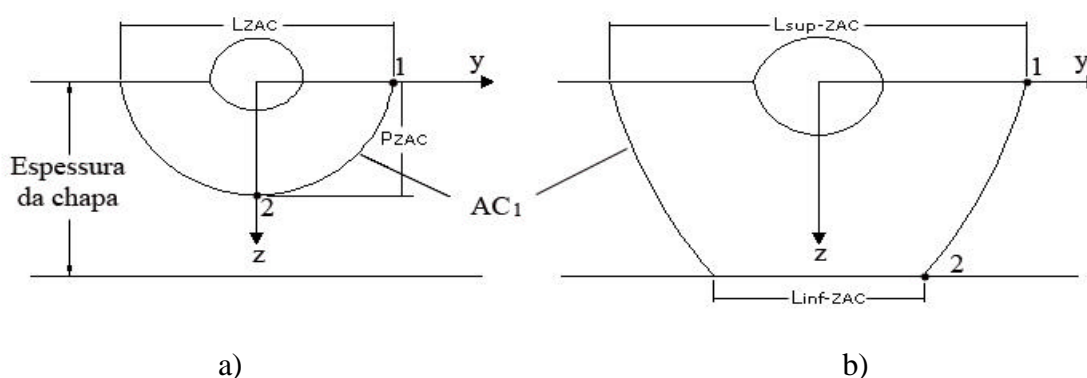
a) Solução analítica para a transferência de calor na soldagem:

Para determinar a temperatura interna da parede da tubulação foi usado um software desenvolvido por Santos (2001). O mesmo foi concebido com o fim de estimar a condução de calor que ocorre durante a soldagem a arco voltaico, a qual é de caráter tridimensional e de regime transiente. A solução analítica de Santos tem em consideração os efeitos da espessura do material, o calor que ele recebe do arco e as perdas que ele sofre por processos de troca de calor com o ambiente (descritas através dos coeficientes de transferência de calor por convecção).

A sua aplicação foi feita da seguinte forma:

1. – Em primeiro lugar, os parâmetros de eficiência térmica (η_t) e de distribuição do fluxo de calor (σ) foram estimados a partir de coordenadas de pontos de temperatura conhecida (linha de transformação Ac_1), identificados em macrografias de seção transversal ao cordão de solda. Na Figura 22 são apresentados desenhos esquemáticos das seções transversais à solda e as dimensões que foram levadas em consideração para determinar os parâmetros da fonte (η_t , σ).

Nesta primeira etapa foram introduzidos os parâmetros de soldagem (corrente, tensão, e velocidade de soldagem), ao igual que as medições geométricas extraídas das macrografias dos corpos de prova, espessura da chapa e propriedades termofísicas do metal de base como a condutividade e difusividade térmica, a temperatura inicial da chapa e os coeficientes de transferência de calor por convecção nas duas superfícies (superfície externa, atingida pelo arco e a oposta, superfície interna da tubulação).



Linf-ZAC = Largura inferior da ZAC, Lsup-ZAC = Largura superior da ZAC

PZAC = Penetração da ZAC

Figura 22. Pontos de coordenadas (y_1, z_1) e (y_2, z_2) usados no programa de Santos para determinar os parâmetros fonte. a) penetração da ZAC < espessura; b) penetração da ZAC > espessura.

2. – Depois foi determinado o campo de temperaturas de pico no plano transversal ao cordão de solda, utilizando como dados as condições de soldagem, os parâmetros da fonte de calor (determinadas na etapa 1), propriedades termofísicas do material e os coeficientes de transferência de calor por convecção. Especificamente, do campo de temperaturas determinado, o que interessa é a temperatura máxima atingida na parede interna da tubulação no ponto de coordenadas $Y = 0, Z = \text{espessura}$ (conforme os eixos mostrados na Figura 22).

b) Aquisição de temperaturas:

Algumas soldagens foram realizadas em semi-calhas de 3,2 mm com medição de temperatura usando termopar Chromel-Alumel (tipo K) preparados a partir de fios nus de 0,25 mm de diâmetro, isolados em suas extremidades com miçangas de cerâmica de dois orifícios e diâmetro externo de 2,0 mm, e revestidos com material polimérico nas extensões dos mesmos, evitando assim o contato entre os fios.

Os termopares foram conectados de forma apropriada a fios de extensão de tipo KX, que por sua vez foram conectados aos terminais do bloco SCXI-1322 da *National Instruments*, dotado de sensor de temperatura de junta fria. O bloco SCXI-1322 foi ligado à placa de aquisição de dados, AT-MIO16E-10, também da *National*. A placa de aquisição de dados foi instalada num microcomputador. O sistema foi controlado através de um programa gerado no aplicativo LABVIEW 4.1. Foram utilizados simultaneamente quatro termopares nos ensaios desenvolvidos. A aquisição dos sinais dos termopares foi feita usando o multiplexador de módulo SCXI-1122. Este multiplexador, que emprega relés

eletromagnéticos, não deve executar mais do que 100 chaveamentos por segundo, de acordo com o fabricante. Por isso a aquisição dos sinais de temperatura foi feita à taxa de 20 leituras por segundo em cada termopar.

Antes da deposição dos cordões a sua trajetória foi traçada com marcador permanente visando ter um maior controle no posicionamento dos termopares. Estes foram soldados na parede interna da semicalha e distanciados aproximadamente uns 30 mm na direção de soldagem, para facilitar sua manipulação e evitar possíveis contatos e medições erradas.

c) Oscilos :

É um software desenvolvido pelo LABSOLDA/UFSC e tem por objetivo simular um osciloscópio de memória digital, o sinal é obtido de uma placa de aquisição de dados (INTERDATA) a qual pode ser conectada num micro ou inserida na fonte de soldagem. (IMC, 2002). Neste software é possível analisar os oscilogramas de corrente e tensão e outras grandezas de interesse na soldagem. Além disso, o sistema possui funções avançadas como disparo, cursores para medição e cálculo de potência, de energia e dos valores médios e eficazes de tensão e corrente.

4.1.6 Aquisição de sinais de tensão e corrente.

Para o registro da tensão e corrente foi utilizada uma placa de aquisição de dados inserida na própria fonte de soldagem e conectada diretamente com o microcomputador mediante um cabo serial. Dita placa, possui um conector compatível com o barramento de 16 bit de microcomputadores da linha IBM PC. Ela possui as seguintes unidades:

- a) Um conversor D/A de 16 canais, 14 dos quais estão disponíveis para aquisição de dados. Dois deles são utilizados como alimentação interna de 0 a 9 V para uma autocalibração;
- b) Um conversor D/A de 8 canais;
- c) Um freqüencímetro;
- d) Uma porta digital com 8 entradas e 8 saídas.

4.2 Materiais.

4.2.1 Corpos de prova.

Os ensaios foram realizados sobre tubulações de aço AISI 1020 de 100 mm de diâmetro, comprimento de 270 mm e espessuras de 3,2 mm e 4,8 mm, fechados nas suas extremidades com flanges e “O” rings, como é apresentado na Figura 23.

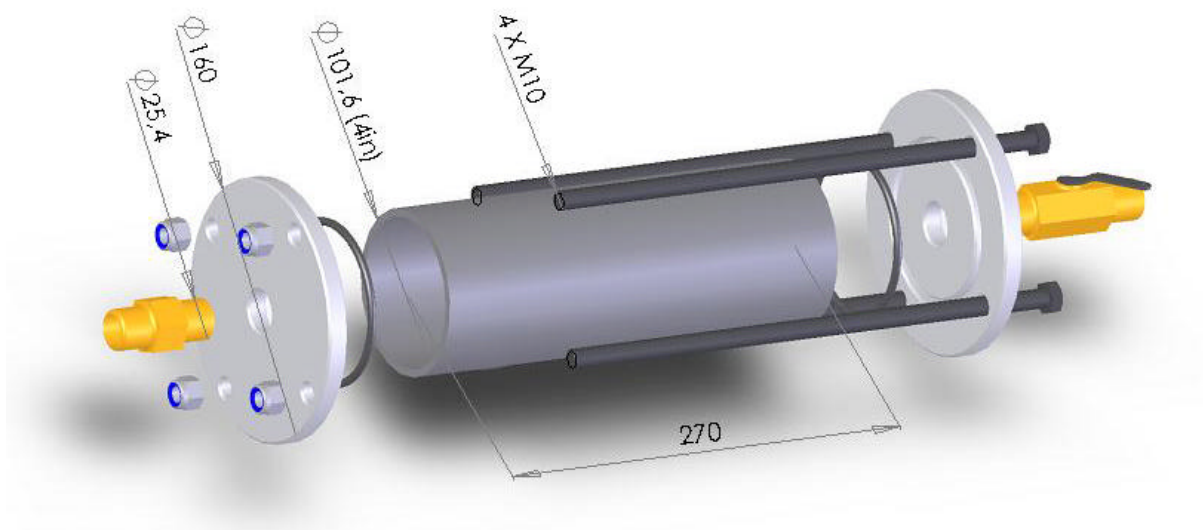


Figura 23. Vista em explosão do dispositivo de vedação do tubo

A superfície dos tubos foi limpa com solvente e a carepa foi removida por processo de esmerilhamento, visando deixar a superfície livre de graxas e gorduras. As soldas foram feitas por simples deposição na direção longitudinal.

Adicionalmente foi necessário o estudo de dimensionamento estrutural do flange e dos parafusos de fixação do corpo de prova, os quais foram estimados considerando uma pressão máxima de trabalho de 40 bar (pressão máxima prevista nos ensaios).

4.2.2 Eletrodo.

Os ensaios que foram conduzidos no presente estudo envolveram soldas que foram depositadas usando o processo eletrodo revestido, empregando eletrodos de baixo hidrogênio tipo básico, E7018, os quais são os mais freqüentemente usados para a soldagem em operação (Norma N2163, 2002). Foram usados eletrodos com diâmetros de 2,0 a 4,0 mm e seguiram-se as recomendações do fabricante. Os eletrodos foram pré-secados a 300 °C em forno elétrico durante uma hora e mantidos em estufa até o seu uso com o intuito de evitar a absorção de umidade do ambiente.

Foi utilizada uma polaridade positiva já que esta produz uma maior penetração do que a polaridade negativa, tornando assim conservativos os resultados obtidos.

4.3 Metodologia experimental.

4.3.1 Procedimento de soldagem.

Quando são soldadas em operação calhas sobre dutos, nas soldas longitudinais (unindo as calhas entre se) é utilizado cobrejunta, de modo que a solda não atinge o tubo. Somente nas soldas circunferenciais (realizadas quando se quer garantir estanqueidade) há penetração da solda no duto. Quando efetuado o reparo por deposição de soldas, a orientação da solda (longitudinal ou circunferencial) depende da direção principal do defeito a ser reparado.

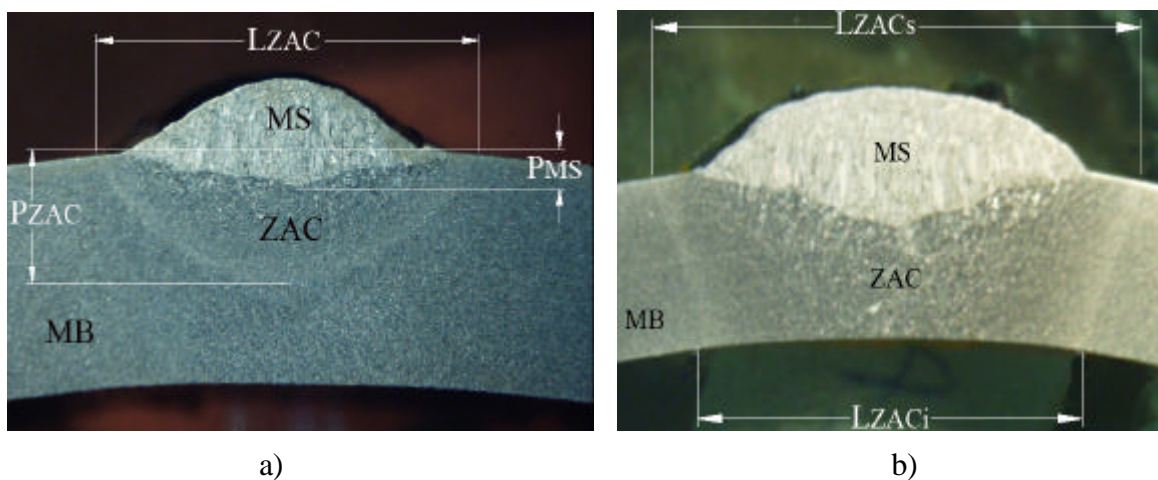
É fácil verificar que as tensões trativas induzidas no tubo por efeito de pressão interna são o dobro na direção circunferencial (*hoop stresses*) do que na longitudinal (Timoshenko, 2002). Portanto considera-se mais críticas as soldas realizadas na direção longitudinal, porque a poça fundida se alonga no sentido contrário ao avanço do arco e porque as descontinuidades tendem a ficar alinhadas com a direção de soldagem.

Neste trabalho todas as soldas foram efetuadas na direção longitudinal e na posição plana, tornando assim mais conservadores os resultados obtidos. Na região onde ia ser depositado o cordão de solda, era feita previamente a limpeza da superfície da tubulação com solvente e removida a carepa por esmerilhamento. Para dar início à soldagem, o arco era aberto numa das extremidades do corpo de prova, e acionado o sistema de deslocamento linear, que movimentava o corpo de prova a uma certa velocidade pré-estabelecida. Em cada etapa de ensaios foram inicialmente realizadas as soldagens com níveis de energia crescente, mediante a variação da corrente de soldagem, (e conforme esta, o diâmetro do eletrodo) e da velocidade de soldagem, pois o objetivo era estudar os efeitos dessas variáveis no fenômeno de perfuração. Quando ocorreu perfuração foram realizados alguns ensaios adicionais com energia similares ou maiores (mudando os valores de corrente), visando determinar com maior precisão as condições em que ocorre a perfuração.

As soldas que foram consideradas mais severas e/ou apresentaram o fenômeno de perfuração logo após de iniciado o cordão, foram repetidas em soldas de filete entre calha e duto, na direção longitudinal.

4.3.2 Análise das amostras.

Depois de efetuados os cordões de solda sobre a tubulação, estes foram limpos com escova rotativa e inspecionados visualmente, quanto ao acabamento superficial. Os corpos de prova foram seccionados na direção transversal ao cordão de solda. Foram embutidos, lixados e polidos, com posterior ataque de reagente nital 2% por um tempo de 10 a 20 segundos. Depois de efetuada esta preparação metalográfica, os corpos de prova foram fotografados com lupa estereoscópica usando câmera digital. As imagens obtidas foram inseridas num software de desenho, para a medição das dimensões do cordão e da zona afetada pelo calor, como é mostrado no esquema da Figura 24.



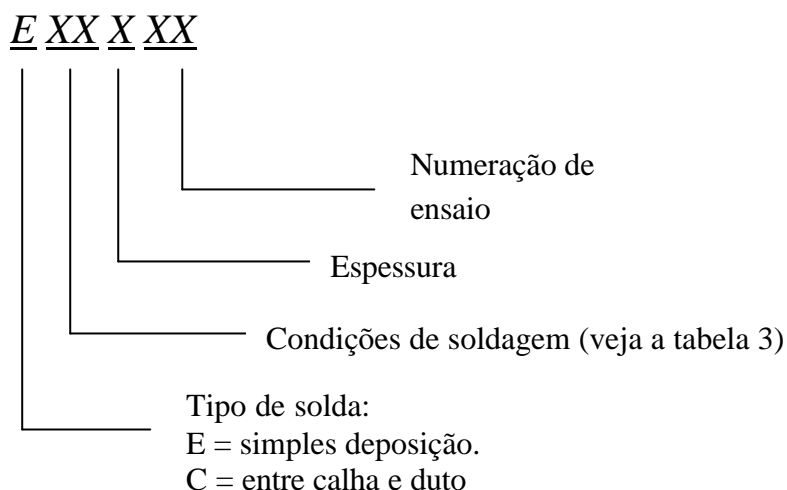
PMS = Penetração do metal de solda; LZACs, LZACi = Largura superior e inferior da ZAC; PZAC = Penetração da ZAC

Figura 24. Esquema das dimensões do cordão e ZAC medidas em duas situações: a) Penetração da ZAC < espessura; b) penetração da ZAC > espessura.

4.4 Procedimentos específicos e dados de soldagem.

Antes da execução dos ensaios foi necessário calibrar os equipamentos utilizados, como o dispositivo de controle do sistema de deslocamento do eletrodo.

Os corpos de prova foram codificados segundo as condições em que foi realizada a soldagem (tensão, corrente e velocidade de soldagem), espessura do metal de solda e características do meio de resfriamento ao que estava sendo submetidas às soldas, da seguinte forma:



Os primeiros dois caracteres encontrados na codificação correspondem à classificação encontrada na tabela 3, e fazem referência às condições de soldagem nas quais foram efetuados os cordões de solda. O terceiro caráter corresponde à espessura do material de base, neste trabalho foram utilizadas duas espessuras de 3,2 e 4,8 mm, designadas pelas letras A e B, respectivamente. Os últimos dois caracteres correspondem à numeração dos ensaios efetuados nos quais se apresentaram uma variação gradativa dos parâmetros de soldagem (tensão, corrente e velocidade de soldagem), visando assim ter aportes térmicos diferenciados.

Na codificação das soldas efetuadas entre calha e duto a letra E é modificada pela C, e a simbologia é conservada.

Tabela 3. Codificação dos ensaios realizados.

Código	Designação	Fluído	Pressão	Vazão
SS	Solução de Santos	ar	1 bar	Sem fluxo
AN	Ar em convecção natural	ar	1 bar	Sem fluxo
HV	Água com vazão de 5l/min	água	1 bar	50 l/min
H2	Água pressurizada	água	20 bar	Sem fluxo
H4	Água pressurizada	água	40 bar	Sem fluxo

Na seqüência é apresentado de forma detalhada o desenvolvimento dos ensaios:

4.4.1 Avaliação das soluções de Santos.

Para verificar a precisão das soluções de Santos e dos valores utilizados para as propriedades termofísicas nas mesmas, em primeira instância foram realizados ensaios que permitiram comparar os valores de temperatura previstos com aqueles medidos com termopar.

Para tal, foram soldadas as junções de quatro termopares tipo K (Chromel-Alumel) sobre a superfície interna do tubo, utilizando descarga capacitiva. Foram depositados cordões com um valor de corrente constante, sendo que a velocidade de soldagem foi variada a cada trecho de 80 mm (no centro de cada trecho havia sido soldado um termopar). Depois, foram feitas seções transversais aos cordões, coincidindo com o local do termopar, para permitir a medição das dimensões da ZAC e a aplicação das soluções de Santos.

Nesses ensaios, ao todo, foram registrados 14 ciclos térmicos, correspondentes a soldagens com energias entre 3,7 e 8,2 kJ/cm, com as seguintes condições:

- Velocidades de soldagem na faixa de 14 a 22 cm/min.
- Correntes na faixa de 65 a 160 A.
- A tensão foi variada em decorrência do nível de corrente.
- Eletrodos revestidos E7018, com diâmetros de 2,0; 2,5; 3,2 e 4,0 mm.
- Seções de dutos de aço 1020 com espessuras de 3,2 e 4,8 mm.
- Não foi utilizado preaquecimento.
- O resfriamento da solda foi por convecção livre (ar calmo).

4.4.2 Soldas em tubulações com ar estático em convecção natural.

Esta etapa dos experimentos consistiu em realizar ensaios de soldagem pelo processo eletrodo revestido com diferentes valores de corrente, tensão e velocidade de soldagem, visando ter níveis de energia variados e assim estudar a penetração em condições de resfriamento no ar calmo. Foram usadas seções de tubulação de aço 1020 de comprimento de 25 cm e espessuras de 3,2 e 4,8 mm.

Depois de depositar os cordões de solda, foi preciso esperar alguns minutos antes de executar a solda seguinte, visando assim ter uma temperatura inicial do tubo similar em todos os ensaios. No total foram efetuados 33 ensaios, devido a que foi preciso aumentar o aporte acima do previsto para produzir a perfuração. Os cordões de solda foram depositados nas seguintes condições:

- Velocidades de soldagem de 9,2; 14,2 e 22 cm/min.
- Correntes de soldagem: 52, 63, 75, 78, 93, 111, 133 e 158 A.
- Eletrodos revestidos E7018, com diâmetros de 2,0; 2,5; 3,2 e 4,0 mm, escolhidos em função da corrente.

- Seções de dutos de aço 1020 com espessuras de 3,2 e 4,8 mm.
- Não foi utilizado preaquecimento.
- O resfriamento da solda foi no ar calmo.

4.4.3 Soldas com fluxo de água a baixa pressão.

Além dos ensaios efetuados no ar calmo foi planejada a execução de soldas estando estas submetidas a condições de resfriamento extremo, para o qual foi concebida a idéia de selar a tubulação mediante flanges, e assim, fazer circular na mesma um fluido que fosse capaz de remover calor de forma eficiente. A Norma PETROBRAS N 2163 Rev. B (2002) estabelece os limites de velocidade mínima operacional em 0,4 m/s, para gases, e entre 0,4 e 1,2 m/s, para líquidos. Tendo em consideração estes valores foi determinada a vazão a usar nos ensaios. Os cálculos realizados demonstraram que uma vazão de 5,5 l/min cumpriria com estas exigências e que seria possível aproveitar a rede local de água. A seguir são apresentadas as condições nas quais foram efetuados os cordões de solda para este tipo de ensaio:

- Vazão da água 5,5 l/min.
- Correntes de soldagem: 53, 65, 77, 99, 105, 111, 133 e 158 A (e o diâmetro do eletrodo de acordo com estas).
- Eletrodos revestidos E7018, com diâmetros de 2,0; 2,5; 3,2 e 4,0 mm.
- Seções de dutos de aço 1020 com espessuras de 3,2 e 4,8 mm.

4.4.4 Soldas com água sob pressão, sem fluxo.

O objetivo principal destes ensaios foi determinar a influência da pressão na soldagem em operação e como esta afeta a penetração dos cordões de solda. Na realização destes ensaios com pressão foi preciso utilizar uma bomba de teste hidrostático, descrita no item 4.1.4. Os ensaios consistiram em efetuar soldas sobre seções de dutos pressurizados a 20 e 40 bar com água estática (sem fluxo). Esses níveis de pressão induzem tensões circunferenciais (*hoop stress*) que representam 16,5 e 33% do limite de escoamento, respectivamente, calculado para a espessura de 3,2 mm e condições de temperatura ambiente. Segundo o *Pipeline Research Council International* (PRCI) (Kiefner, 1994) é possível a realização, com segurança, de reparos em serviço de danos por perda de metal devido a processos corrosivos em tubulações por meio de deposição de metal de solda em níveis de pressão tão altos quanto 800 psig (54,4 bar).

Portanto, como medida de segurança foi construído um bunker, apresentado na figura 14. Na tabela 6 são apresentados os parâmetros de soldagem utilizados para a realização deste tipo de ensaios. As condições nas quais foram efetuados os ensaios foram:

- Água, sem vazão.
- Correntes de 52, 60, 63, 75, 78, 93, 105, 111, 120, 133, e 158 A (diâmetro do eletrodo de acordo com corrente).
- Eletrodos revestidos E7018, com diâmetros de 2,0; 2,5; 3,2 e 4,0 mm.
- Seções de dutos de aço 1020 com espessuras de 3,2 e 4,8 mm.
- Após cada deposição de solda a água era trocada, visando ter condições de temperatura do fluido similar em todos os ensaios.

Para estimar a temperatura atingida na superfície interna do tubo, em cada um dos ensaios efetuados foram utilizadas as soluções analíticas de Santos (2001), descritas no item 4.1.5. A metodologia de cálculo foi a seguinte:

- 1- Após a execução das soldas e realização da análise metalográfica para determinar as dimensões da ZAC, foram estimadas as características da fonte de calor (eficiência térmica η , e parâmetro de distribuição S).
- 2- Com as características da fonte (η , σ) e o valor de energia de soldagem, foi calculada a distribuição de temperaturas de pico na região da solda e, especificamente, a temperatura máxima atingida na superfície interna do tubo.

O uso dessas soluções analíticas é justificado por facilitar a avaliação da temperatura interna, além de permitir estudar a relação da mesma com outras variáveis, como as condições de soldagem, o nível de penetração e a geometria da ZAC.

4.4.5 Soldas de filete entre calha e duto.

Os ensaios realizados no presente estudo envolveram principalmente soldas de simples deposição (*bead-on-pipe*). No entanto, foram efetuadas soldas em filete entre calha e duto, em condições similares às aquelas que produziram perfuração nas soldagens de simples deposição. Para a realização destes ensaios foram cortadas seções de tubulação e foram lixadas e polidas para serem acopladas ao duto. O posicionamento da calha foi realizado por ponteamento dos extremos da mesma e procedeu-se a realizar a solda na direção longitudinal.

Os ensaios foram efetuados nas seguintes condições:

- Foram repetidos os ensaios nos quais aconteceu perfuração.
- Correntes de 93, 105, 111, 133, e 158 A (de acordo com o diâmetro do eletrodo).
- Eletrodos revestidos E7018, com diâmetros de 3,2 e 4,0 mm.
- Seções de dutos de aço 1020 com espessuras de 3,2 e 4,8 mm.
- Espessura da calha de 3,2 e 4,8 mm.

RESULTADOS E DISCUSSÃO

Neste capítulo são discutidos os resultados obtidos em cada etapa dos ensaios realizados para avaliar a influência das condições de soldagem relacionadas com o fenômeno da perfuração na soldagem de dutos em operação.

5.1 Avaliação da solução analítica para transferência de calor.

Na tabela 4 são apresentados os resultados dos ensaios realizados para verificar a precisão da solução analítica de Santos (2001). O limite da ZAC visível corresponde à temperatura de transformação dinâmica Ac_1 . Para o aço ABNT 1020 é aproximadamente 765 °C, a qual é tomada como linha de referência para ajustar os valores de η , σ da solução de Santos e, com esses valores calcular a distribuição da temperatura de pico na superfície interna da tubulação.

Tabela 4. Dimensões da ZAC, valores calculados pelas soluções de Santos (características da fonte de calor e temperatura atingida na superfície) e temperaturas medidas com termopar.

CP	Energia (kJ/cm)	Largura ZAC (mm)		Características da fonte de calor		Temperatura superfície (°C)	
		Superior	Inferior	η (adim)	σ (mm)	Calculada	Medida
ESSA01	3,74	7,75	5,38	0,586	2,231	881	912
ESSA02	3,74	7,53	5,12	0,573	2,101	926	911
ESSA03	4,72	10,68	10,09	0,554	2,750	926	908
ESSA04	4,72	8,82	6,83	0,447	2,735	920	911
ESSA05	5,05	11,05	10,05	0,650	2,998	1057	1065
ESSA06	5,17	10,46	9,37	0,531	2,980	1174	1141
ESSA07	5,17	11,23	10,66	0,533	3,050	1159	1132
ESSA08	5,79	11,74	10,54	0,511	4,017	1100	1082
ESSA09	6,09	11,39	9,82	0,490	4,293	1081	1051
ESSA10	6,09	12,29	11,67	0,558	3,336	1212	1178
ESSA11	6,34	12,45	11,15	0,493	4,474	1190	1165
ESSA12	6,34	10,82	9,84	0,466	3,123	1147	1111
ESSA13	6,39	12,21	10,80	0,523	4,362	1182	1153
ESSA14	8,24	13,31	11,17	0,477	2,530	1245	1236

A comparação dos valores de temperatura na superfície interna do tubo é feita mediante a Figura 25, na qual pode ser observado que os valores estimados foram, em geral, um pouco maiores que os medidos (de 20 a 25 °C). Para se obter uma menor diferença entre os valores teóricos e experimentais, não se justifica o ajuste dos parâmetros e valores das propriedades termofísicas utilizados nas equações de Santos, haja vista que ao usar o termopar é de se esperar que a temperatura medida seja um pouco menor que a real, pois no local onde efetivamente é medida a tensão gerada pelo mesmo (zona de ligação dos fios do termopar com a junção) a temperatura deve ser menor que na superfície, devido às perdas de calor para o ambiente e para os próprios fios do termopar. Além disso, há que considerar as incertezas do sistema de medição, que inclui os erros do próprio termopar.

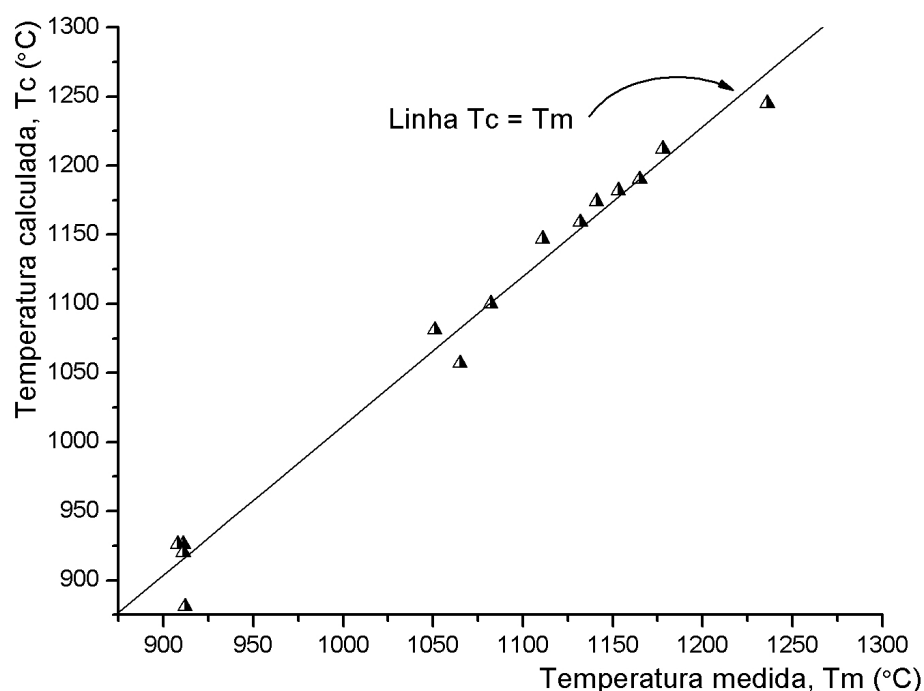


Figura 25. Relação entre as temperaturas medidas com termopar e as estimadas usando as soluções analíticas de Santos.

Os resultados obtidos foram bastante satisfatórios em relação à predição da temperatura atingida na superfície oposta ao local onde era depositado o cordão de solda, permitindo, deste modo, usar os valores estimados mediante a solução de Santos e possibilitando economia de tempo na realização dos ensaios e na análise dos mesmos.

5.2 Soldas em tubulações com ar estático em convecção natural.

Nas tabelas 5 e 6 são apresentadas as condições de ensaio, as dimensões do cordão e ZAC e as temperaturas da superfície avaliadas com base na isoterma Ac_1 . Após determinar a confiabilidade dos cálculos de temperatura interna da chapa, foram efetuadas soldas sobre o duto estando este sem um fluido e em condições de convecção natural com o ar do ambiente.

Para a espessura de 4,8 mm, Inicialmente foram realizados 12 ensaios com parâmetros previamente definidos e nenhum apresentou perfuração. Em função disso, foram realizados novos ensaios com energias de soldagem maiores.

Tabela 5. Condições de soldagem em tubos de 3,2 mm com ar estático, dimensões do cordão e ZAC e temperaturas estimadas na superfície.

CP	Corrente eficaz (A)	Tensão eficaz (V)	Veloc. soldag. (cm/min)	Energia (kJ/cm)	Penetração do cordão (mm)	Dimensões da ZAC (mm)			Temperatura superfície (°C)
						Prof.	Largura superior	Largura inferior	
EANA01	62	21,1	14,2	5,53	0,7	>3,2	9,6	8,2	959
EANA02	65	22,0	14,2	6,04	1,1	>3,2	11,0	9,8	1013
EANA03	82	21,3	14,2	7,38	1,6	>3,2	13,8	13,0	1062
EANA04	54	24,5	22,0	3,61	0,5	>3,2	6,8	3,4	803
EANA05	67	24,8	22,0	4,53	1,3	>3,2	7,8	6,4	1006
EANA06	84	23,4	22,0	5,36	1,2	>3,2	10,2	8,6	994
EANA07	88	20,1	14,2	7,47	2,3	>3,2	14,2	12,6	1108
EANA08	94	23,1	14,2	9,17	Perfurou	>3,2	--	--	--
EANA09	112	24,5	14,2	11,59	Perfurou	>3,2	--	--	--
EANA10	81	24,4	22,0	5,39	1,1	>3,2	10,2	8,8	858
EANA11	98	27,5	22,0	7,35	1,7	>3,2	12,4	11,2	1023
EANA12	113	24,7	22,0	7,61	Perfurou	>3,2	--	--	--

Tabela 6. Condições de soldagem em tubos de 4,8 mm com ar estático, dimensões do cordão e ZAC e temperaturas estimadas na superfície.

CP	Corrente eficaz(A)	Tensão eficaz(V)	Veloc. soldag. (cm/min)	Energia (kJ/cm)	Penetração do cordão (mm)	Dimensões da ZAC (mm)			Temperatura superfície (°C)
						Prof.	Largura superior	Largura inferior	
EANB13	79	22,8	14,2	7,61	1,1	>4,8	11,4	6,4	832
EANB14	98	24,1	14,2	9,98	1,5	>4,8	13,2	10,4	921
EANB15	117	22,2	14,2	10,97	2,2	>4,8	16,0	13,4	944
EANB16	84	20,5	22,0	4,70	0,8	2,9	8,6	—	701
EANB17	96	24,4	22,0	6,39	1,3	>4,8	10	4	797
EANB18	117	24,5	22,0	7,82	2,1	>4,8	11	7,4	867
EANB19	98	22,0	14,2	9,11	1,4	>4,8	12,2	9,4	875
EANB20	120	22,3	14,2	11,31	2,0	>4,8	15,4	12,4	943
EANB21	136	26,6	14,2	15,29	2,2	>4,8	17,6	14,8	975
EANB22	94	23,6	22,0	6,05	0,8	>4,8	10,2	1,6	773
EANB23	114	25,2	22,0	7,83	1,3	>4,8	11,6	7,2	863
EANB24	133	23,9	22,0	8,67	1,8	>4,8	13,2	10,4	953
EANB25	99	24,2	9,2	15,62	2,2	>4,8	18,4	15,4	883
EANB26	116	25,1	9,2	18,99	3,2	>4,8	21,2	19,4	1100
EANB27	136	25,3	9,2	22,44	Perfurou	>4,8	--	--	--
EANB28	118	25,4	9,2	19,55	2,7	>4,8	19,2	16,2	867
EANB29	135	27,3	9,2	24,04	Perfurou	>4,8	--	--	--
EANB30	159	25,3	9,2	26,24	Perfurou	>4,8	--	--	--
EANB31	117	25,4	14,2	12,56	1,5	>4,8	18,2	15,0	915
EANB32	136	26,0	14,2	14,94	2,2	>4,8	19,2	17,8	1059
EANB33	160	28,6	14,2	19,34	Perfurou	>4,8	--	--	--

Dos resultados obtidos nestes ensaios, pode ser observado que não ocorreu perfuração nas soldagens em que a temperatura interna máxima do tubo ficou abaixo de 1108 °C. Isto converge com o critério estabelecido nos estudos do Instituto Battelle (Bruce, 2000a), pelo menos para as condições utilizadas nos ensaios (soldagem com eletrodo básico, com o interior do tubo a pressão atmosférica).

O gráfico da Figura 26 mostra a penetração do cordão em função da energia de soldagem, junto com uma reta ajustada por regressão de mínimos quadrados. Para os casos em que ocorreu a perfuração foi assignado um valor da penetração igual à espessura do tubo.

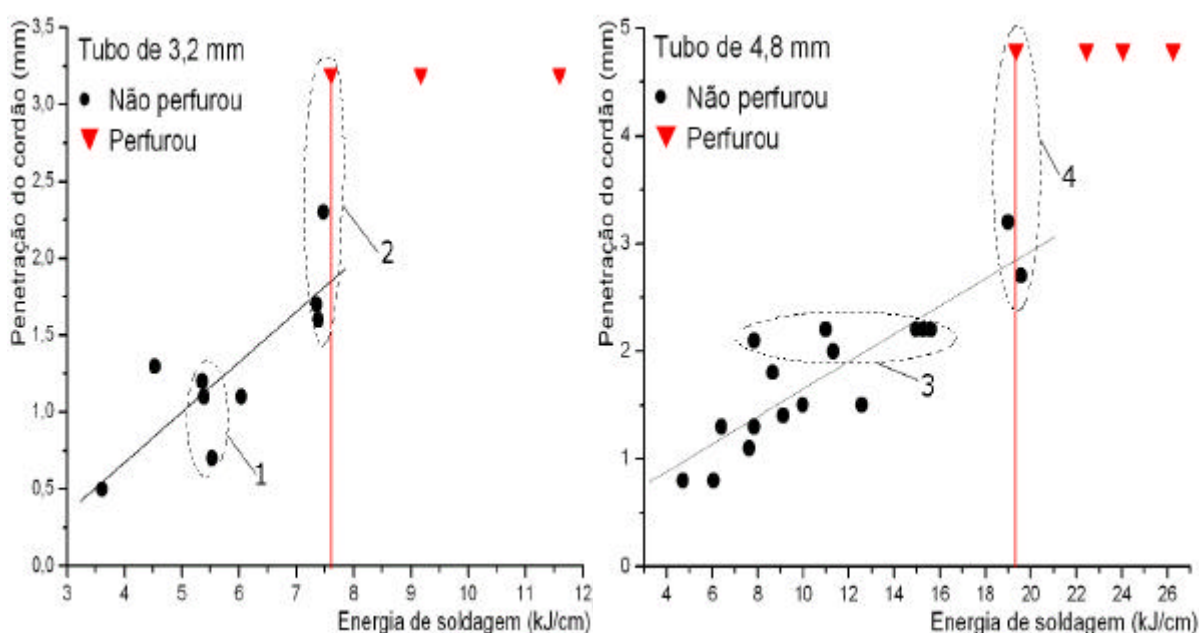


Figura 26. Penetração do cordão em função da energia de soldagem.

Pode ser observado que com uma mesma energia os valores de penetração podem ser muito diferentes, vide CPs EANA01 e EANA06 (grupo 1 da Figura 26), os quais foram depositados com energias ao redor de 5,5 kJ/cm e apresentaram penetrações diferenciadas, 0,7 mm e 1,2 mm respectivamente. Este fato pode ser explicado pela influência do aumento da corrente na penetração do cordão. Já no corpo de prova EANA12, soldado com 7,6 kJ/cm, houve perfuração, enquanto que nos CPs EANA03, EANA07 e EANA11, (veja a tabela 5), soldados com níveis similares de energia, não aconteceu este fato (grupo 2 da Figura 26).

Adicionalmente pode ser observado que uma mesma penetração pode resultar do uso de energias muito diferentes como as apresentadas nos CPs EANB15, EANB18, EANB21 e EANB25, (grupo 3 da Figura 26). Também é importante ressaltar o observado nas soldas executadas sobre o tubo de 4,8 mm, após estabelecer o limite em função da energia de

soldagem, percebe-se que houve casos onde com energias maiores não aconteceu perfuração (vide EANB28 e EANB33), com base nisso, pode ser concluído que carece de fundamento a especificação de limites de energia como critério para evitar a perfuração, tal e como relatado no item 3.7.2 b da revisão bibliográfica. Então, pode ser afirmado que a perfuração não depende diretamente da energia, mas das condições de soldagem, (particularmente da corrente de soldagem). Uma explicação deste fenômeno é que com o aumento da corrente aumenta a penetração devido ao aumento na intensidade das forças eletromagnéticas que agem na poça de fusão provocando um direcionamento do fluxo de metal no sentido da superfície para a parte central e inferior da peça, aumentando assim, a velocidade com que circula o metal líquido dentro da mesma.

O resultado mais importante das alterações na poça de fusão é evidenciado pelo aumento significativo da penetração da solda, isto pode ser observado ao manter o aporte térmico constante e variar a corrente de soldagem. É claro que este tipo de forças magnéticas não são as únicas que agem dentro da poça de fusão. Também existem outras forças, como as de flutuação, as de tensão superficial e as ocasionadas pelos impactos das gotas de metal fundido produto da transferência metálica. Portanto, a combinação destas forças ocasiona um aumento na agitação da poça e mudanças na geometria da mesma.

Nos ensaios realizados as variáveis propositadas foram a corrente e a velocidade de soldagem. Como valor de tensão, foi ajustado no sistema de mergulho do eletrodo àquela que corresponderia a um comprimento de arco de valor similar ao diâmetro do eletrodo. Dessa forma, ao aumentar a corrente haveria um pequeno aumento da tensão. Entretanto, nem sempre o valor da tensão real (medido usando o sistema de aquisição) foi similar ao ajustado. Um caso extremo foi apresentado no CP EANA07 em que a tensão foi bastante baixa em comparação com o CP ENA11. Mesmo tendo energias similares, observou-se que este último apresentou uma menor penetração com uma corrente maior de soldagem e uma tensão de arco maior. Isso poderia ser explicado devido a que um aumento da tensão tem como consequência um maior comprimento do arco e, por conseguinte uma redução de concentração de fluxo de calor do arco além do aumento das perdas de calor para o ambiente.

Na Figura 27 é apresentado um exemplo do efeito da corrente na penetração do cordão. As duas macrografias correspondem a soldas realizadas com a mesma energia, 7,4 kJ/cm, mas com correntes diferentes. Percebe-se que ao aumentar a corrente há um aumento significativo da penetração de 1,6 mm para 2,3 mm. Também foi observado um aumento na

temperatura estimada da parede interna da tubulação de 1023 °C para 1108 °C, devido a que uma maior penetração ocasionaria um incremento da mesma. Entretanto, a temperatura atingida na parede interna não só depende dos parâmetros de soldagem, mas também das condições de escoamento do fluido que está dentro da tubulação e da espessura da parede.

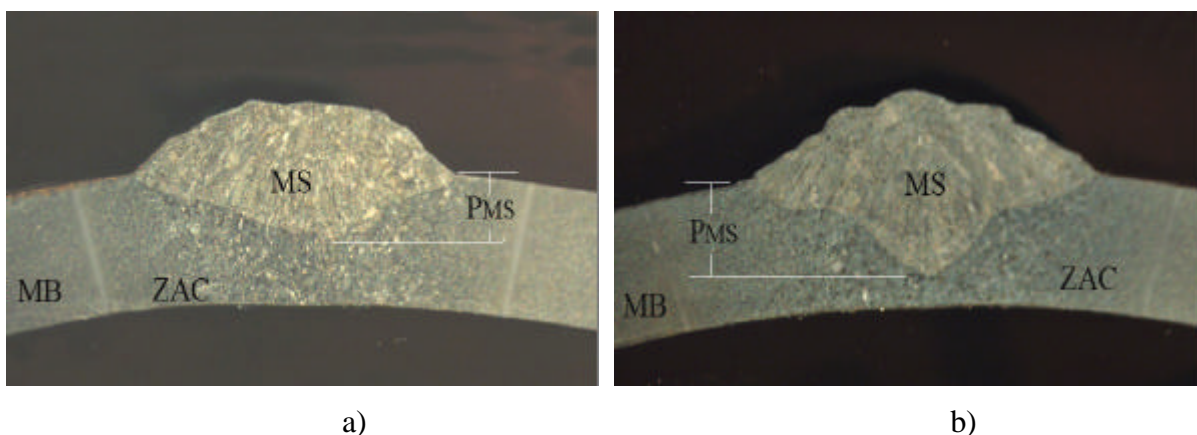


Figura 27. Macrografias de duas soldas realizadas em tubo de 3,2 mm com energia de 7,4 kJ/cm: a) CP EANA03 b) CP EANA07.

Na macrografia da Figura 27-b, também pode ser apreciado um aumento no tamanho de grão na ZAC-GG (região mais próxima à linha de fusão), tal e como relatado por Piza (Piza, 2000). Isso significa que houve um maior tempo de exposição do material a temperaturas elevadas permitindo, assim, o crescimento de grão. Esta região se torna comparativamente mais temperável, tendo-se desta forma uma ZAC mais dura e frágil.

No fenômeno da penetração existem influências de muitas variáveis, tal como relatado no item 3.7.3 da revisão bibliográfica do presente trabalho. Mas, algumas variáveis precisam ser controladas com maior cuidado, como, por exemplo, a corrente, a tensão e a velocidade de soldagem. No processo eletrodo revestido, a corrente é controlada pela fonte de energia de soldagem e a tensão está relacionado com o comprimento do arco, que o soldador procura manter constante. Não existe um método direto para controlar a velocidade de soldagem, mas seu valor médio pode ser verificado, após executar a soldagem, mediante a relação entre o comprimento do cordão e o tempo de soldagem.

Na Figura 28 é mostrada a relação entre a penetração, a corrente e a velocidade de soldagem dos ensaios realizados sobre tubos de 3,2 mm. Pode ser observado que para uma corrente de 81 A, ao diminuir a velocidade de soldagem em um 35,4 % (de 22 cm/min para 14,2 cm/min) houve um aumento na penetração de 1,1 mm para 1,6 mm.

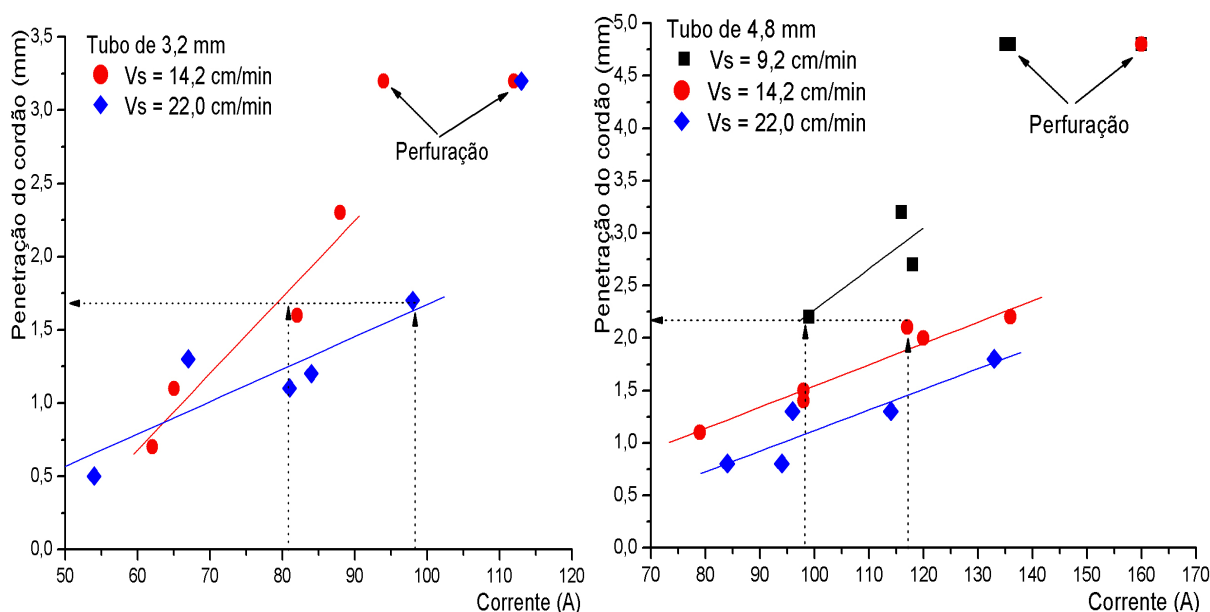


Figura 28. Influência dos parâmetros de soldagem na penetração.

Um aumento similar na penetração seria conseguido com um acréscimo de corrente de apenas 21% (de 81 A para 98 A), veja na tabela 5 os CPs EANA03, EANA10 e EANA11. Um fato similar é observado nos ensaios efetuados sobre o tubo de 4,8 mm, Veja os CPs EANB14, EANB15 e EANB25, onde uma diminuição da velocidade de soldagem em torno de 35,2 % (de 14,2 cm/min para 9,2 cm/min), ocasiona um aumento na penetração de 1,5 mm para 2,2 mm. Um aumento similar na penetração seria conseguido com um acréscimo de corrente de apenas 18,2% (de 99 A para 117 A). Estes fatos evidenciam uma maior influência da corrente na penetração do que a velocidade de soldagem. Também pode ser observado a penetração aumenta quando se aumenta a corrente ou quando se reduz a velocidade de soldagem. Portanto, como primeira aproximação, a penetração aumenta com o aumento da relação I/V_s , mas não com uma proporção linear.

A partir dos resultados experimentais encontrados neste trabalho podem ser elaborados modelos que melhorem a correlação entre a penetração e as variações de soldagem. Por exemplo, utilizando parâmetros constituídos de potências das variáveis de soldagem de maior influência, do tipo I^m/V_s^n , tal e como relatado por McGlone (1982), o qual traduz uma relação exponencial direta da corrente com a penetração e exponencial inversa com a velocidade de soldagem. Por regressão múltipla foram obtidas os coeficientes $m = 1,5$ e $n = 0,7$, de modo a fornecer a máxima correlação entre a penetração observada e os valores do parâmetro calculados com correspondentes valores de I e V_s .

Na Figura 29 é mostrada a relação observada entre o parâmetro $I^{1,5}/Vs^{0,7}$ e a penetração do cordão. Nas condições de perfuração quase imediata, pode ser observado que os valores de penetração nos tubos de 3,2 e 4,8 mm foram de 2,3 e 3,2 mm, respectivamente. Isto significa que havia uma espessura remanescente embaixo da poça de soldagem de 0,9 e 1,6 mm de espessura, prestes a ser atravessada pela ação da pressão do arco.

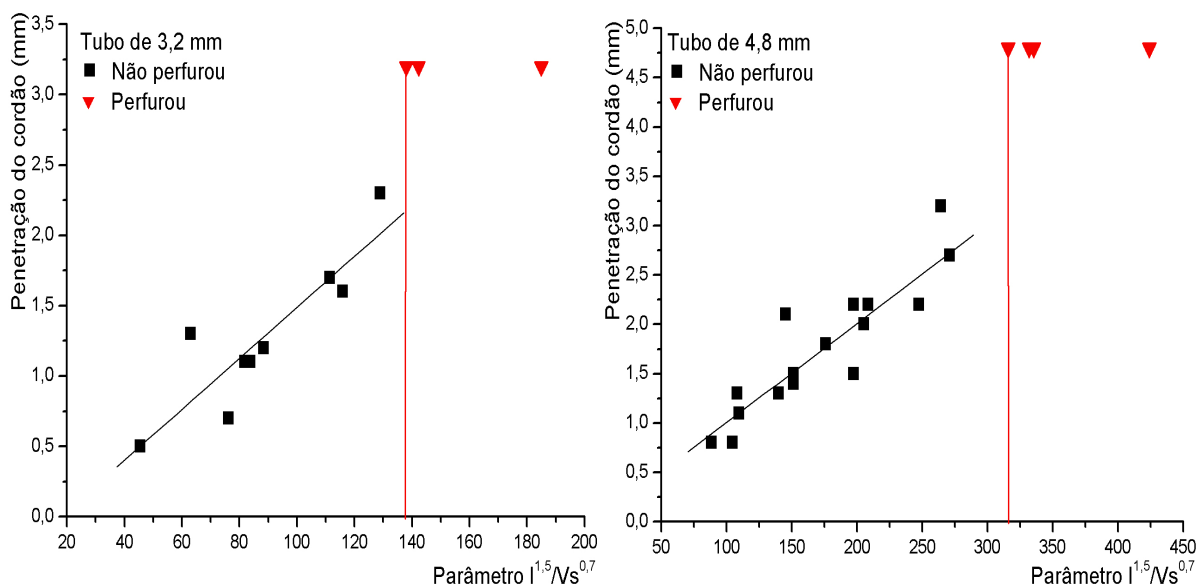


Figura 29. Penetração do cordão em função do fator $I^{1,5}/Vs^{0,7}$ em condições de convecção natural ao ar.

Pode ser observada que a correlação obtida entre a penetração e o parâmetro $I^{1,5}/Vs^{0,7}$ (ao redor de $R = 0,9$ para ambas espessuras) é melhor que aquela entre a penetração e energia (ao redor de $R = 0,8$ para ambas espessuras), e observa-se uma menor dispersão dos dados (desvio padrão = 0,26 mm e desvio padrão = 0,29 mm para as espessuras de 3,2 mm e 4,8 mm) quando eram ilustrados os dados em função da energia de soldagem (desvio padrão aproximadamente de 0,33 mm para ambas espessuras). Adicionalmente apresenta-se um fato de especial importância, já que pode ser estabelecido um valor limite do parâmetro $I^{1,5}/Vs^{0,7}$ para que não ocorra perfuração. Isto é, acima desse valor sempre ocorreria perfuração e abaixo do mesmo nunca haveria perfuração. Na Figura 30 são mostrados os limites quando da soldagem em tubo de 3,2 mm e 4,8 mm; são eles 138 e 320, respectivamente.

Foram graficadas na Figura 30 as temperaturas estimadas em função da energia de soldagem. Para os casos em que ocorreu perfuração foi suposta uma temperatura de 1260 °C, que é aquela estabelecida pelo Instituto Battelle como valor limite para a perfuração.

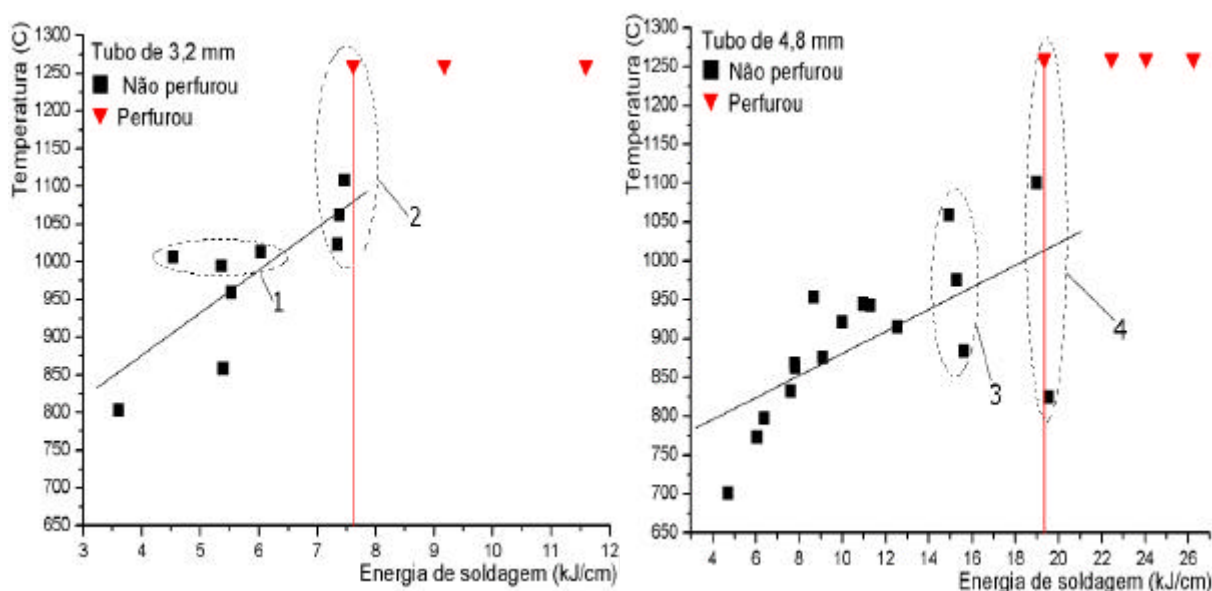


Figura 30. Temperatura interna da tubulação em função da energia de soldagem em condições de convecção natural ao ar.

Pode ser observada uma elevada dispersão dos dados (desvio padrão de 62,3 °C e 72,1 °C para as espessuras de 3,2 e 4,8 mm) e uma correlação baixa ($R = 0,79$ e $R = 0,70$, para as espessuras de 3,2 mm e 4,8 mm). Adicionalmente observa-se que uma mesma temperatura pode ser atingida usando diferentes energias de soldagem, (vide grupo 1 da Figura 31, que corresponde aos CPs EANA02, EANA05 e EANA06), e diferentes temperaturas podem ser atingidas usando energias similares, tal e como é apresentado nos ensaios com tubo de 3,2 mm (veja o grupo 2 da Figura 31 que corresponde aos CPs EANA03, EANA07 e EANA11) e com 4,8 mm (veja o grupo 3 que corresponde aos CPs EANB21, EANB25 e EANB32). Também é importante ressaltar a grande diferença em temperatura obtida no valor limite de energia estabelecido para a perfuração, veja CPs EANB26, EANB28 e EANB33 (grupo 4). Portanto, a temperatura na superfície interna da tubulação não tem uma relação direta com a energia de soldagem.

A Figura 31 mostra a temperatura estimada em função da penetração do cordão. Observa-se que existe uma maior correlação em função da penetração do cordão ($R = 0,82$ e $R = 0,77$ para as espessuras de 3,2 mm e 4,8 mm, respectivamente) e uma menor dispersão (desvio padrão de 58,4 °C e de 63,9 °C para as espessuras de 3,2 mm e 4,8 mm) que quando as temperaturas internas são relacionadas com a energia de soldagem ($R = 0,79$, e desvio padrão de 62,3 °C; $R = 0,70$, desvio padrão de 72,1 °C para as espessuras de 3,2 e 4,8 mm, respectivamente).

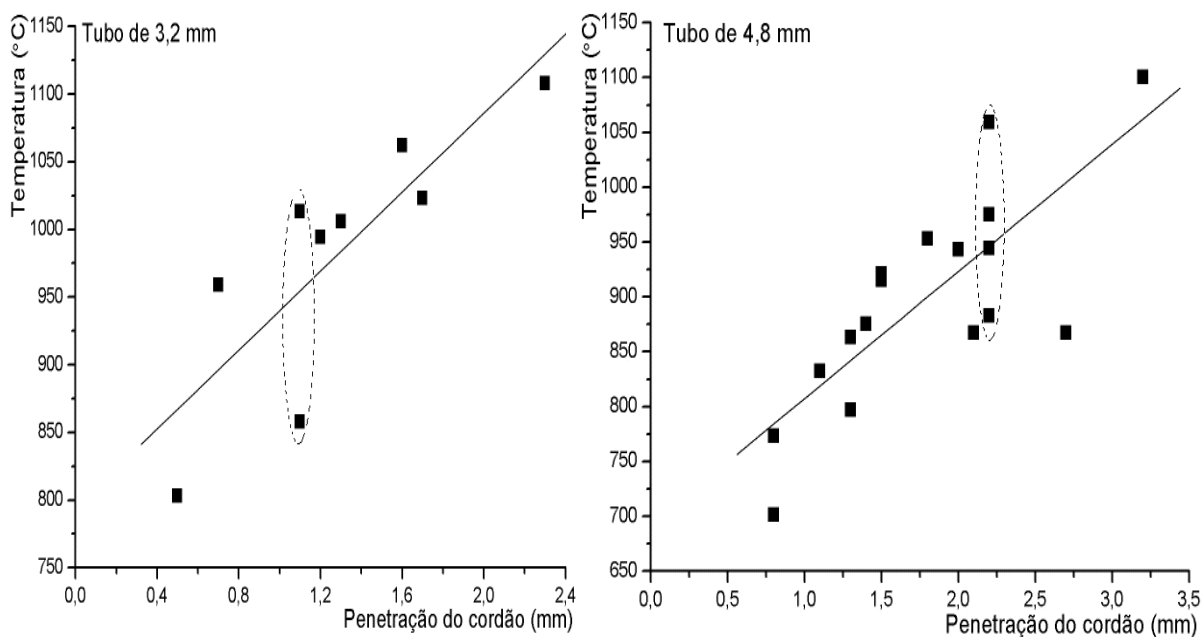


Figura 31. Temperatura estimada na superfície interna em função da penetração do cordão em condições de convecção natural ao ar.

Embora, pareça existir uma maior dependência da temperatura em função da penetração, observa-se alguns ensaios com penetrações similares e temperaturas internas da tubulação bem diferentes, vide CPs EANA02, EANA10 para a tubulação de 3,2 mm e os CPs EANB15, EANB21, EANB25, EANB32 para a tubulação de 4,8 mm. Portanto, pode ser dito que a penetração, mesmo sendo um fator influente na temperatura interna não pode ser estabelecido como critério para estimar a mesma, já que a temperatura interna na superfície do duto depende adicionalmente de outros parâmetros tais como o tipo do fluido, e suas condições de escoamento, espessura da parede da tubulação, etc.

A Figura 32 apresenta a relação entre temperatura interna do tubo e o parâmetro $I^{1,5}/V_s^{0,7}$. Como era de esperar, as soldagens nos tubos de espessura mais fina (3,2 mm) apresentaram temperaturas mais altas devido ao fluxo de calor ser de caráter bidimensional. Já em tubos de espessura maior (4,8 mm), o fluxo de calor possui caráter tridimensional, tendo como resultado uma temperatura interna mais baixa devido ao efeito da maior massa metálica da tubulação.

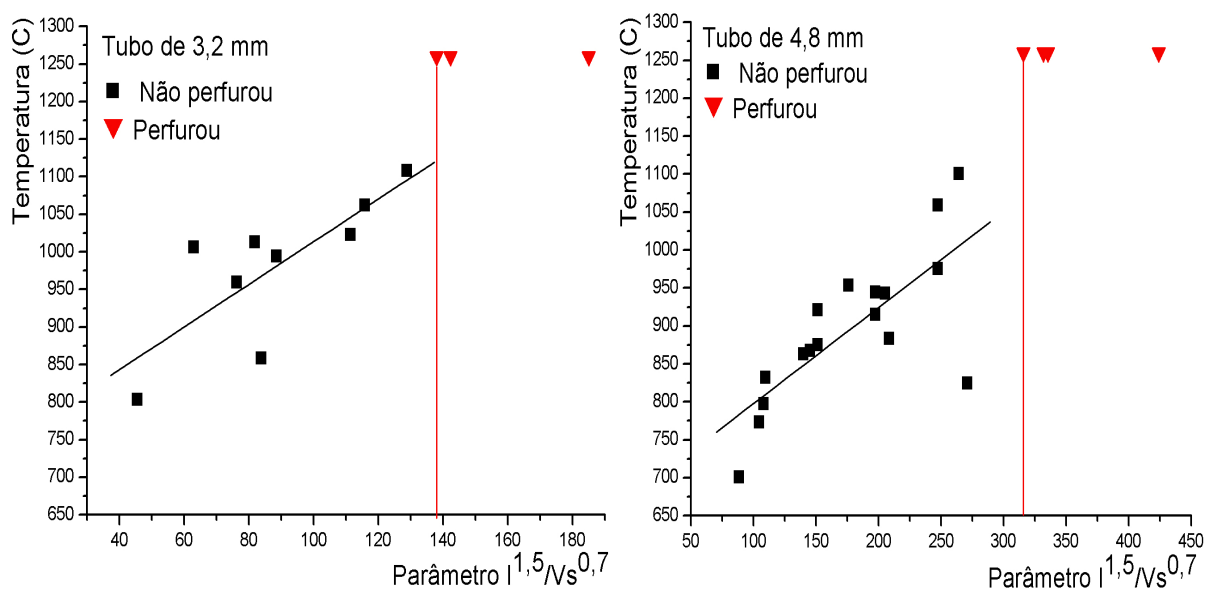


Figura 32. Temperatura interna do tubo em função do fator em condições de convecção natural ao ar.

Como mencionado anteriormente, pode se estabelecer um limite para evitar a perfuração em função deste parâmetro, levando-se em consideração as condições em que ocorreu a perfuração da parede do duto pelo arco de soldagem. Nas condições de quase iminente perfuração os valores de temperatura interna do tubo (estimadas mediante a solução analítica de Santos), foram de 1108 °C e 1100 °C para os tubos de 3,2 e 4,8 mm, respectivamente. Esses dois valores são bastante próximos e são pouco inferiores ao valor limite estabelecido pelo Battelle, o que converge com a validade deste critério nestas condições de ensaio.

5.3 Estimativas de temperatura interna de tubo contendo água.

Em relação ao aplicativo desenvolvido por Santos para a previsão do campo de temperaturas na soldagem com fluxo de água a baixa pressão e água estática pressurizada, há dificuldades na determinação dos coeficientes de transferência de calor por convecção, pois ocorreu a formação de filme de vapor junto à parede interna do duto. É importante salientar que uma análise mais detalhada deste processo demanda um conhecimento aprofundado dos processos de transferência de calor em fluídos multifásicos, análise não contemplada no escopo deste trabalho.

5.3.1 Determinação do coeficiente de transferência de calor em ebulição convectiva em película.

No caso dos ensaios executados sobre dutos com escoamento de água apresenta-se a ebulição com convecção forçada, a qual está associada à formação de bolhas na superfície da parede interna sendo aquecida pelo arco na parte externa da tubulação. O crescimento e separação das bolhas de vapor são fortemente influenciados pela velocidade de escoamento do fluido, que tende a arrastá-las para o interior da corrente principal do mesmo. A análise deste processo é complicada devido à presença de diferentes padrões de escoamento bifásico, o que impede o desenvolvimento de teorias generalizadas.

Para a análise da transferência de calor em tubulações com escoamento interno, presume-se que a superfície de parede se encontra numa temperatura uniforme, T_w , e a qual é diferente da temperatura de escoamento do fluido, T_∞ , de tal forma, que se apresentará uma transferência de calor entre a superfície da parede e o fluido. (Incropera, 1998) Este fluxo térmico pode ser representado por unidade de área da seguinte forma:

$$q'' = h(T_w - T_\infty) \quad (5.1)$$

Onde, h é o parâmetro que se deseja determinar e é referido como o coeficiente local de transferência de calor por convecção. Foram analisadas diferentes equações que estimam o fluxo de calor em dutos horizontais e chegou-se à conclusão que a situação descrita por Merilo (Hewitt, 2000) é a que mais se aproxima dos ensaios realizados com escoamento de água. A seguir é apresentada a fórmula semi-empírica desenvolvida por Merilo para o cálculo do fluxo de calor por unidade de área na ebulição convectiva em película em dutos horizontais com escoamento.

$$q'' = G \cdot h_{fv} \cdot 6,18 \cdot j_H^{-0,340} \cdot \left(\frac{L}{D}\right)^{-0,511} \cdot \left[\frac{r_f - r_v}{r_v}\right]^{1,27} \cdot \left[1 + \frac{c_{pf} \cdot \Delta T_{sub}}{h_{fv}}\right]^{1,64} \quad (5.2)$$

Onde,

G – Velocidade mássica¹, 11,2 kg/(m²·s)¹

h_{fv} – Calor latente de vaporização, 2256,7 kJ/kg

¹ A velocidade mássica ou fluxo mássico, como é referido as vezes, foi determinado pela seguinte equação:

$G = (\rho \cdot Q)/A$, onde ρ é a densidade da água à temperatura de saturação, 958 kg/m³, Q é a vazão de 5,5 l/min e A é a área transversal da tubulação, tendo em consideração um diâmetro de 0,1 m.

L – Comprimento necessário para a formação da camada de vapor, 0,01 m.

D – Diâmetro interno da tubulação, 0,1m.

ρ_v - Densidade do vapor de água à temperatura de saturação, 0,5977 kg/m³.

ρ_f - Densidade da água à temperatura de saturação, 958,3 kg/m³

C_{pf} - Calor específico, 4,22 kJ/(kg K)

ΔT_{sub} – estimativa do sub-resfriamento do líquido, 0 K.

j_H é o parâmetro adimensional de Ahmet modificado, que pode ser obtido mediante a expressão:

$$j_H = \frac{G \cdot D}{m_f} \cdot \left(\frac{m_f^2}{s_{sf} \cdot D \cdot r_f} \right)^{1,57} \cdot \left[\frac{(r_f - r_v) \cdot g \cdot D^2}{s_{sf}} \right]^{-1,05} \cdot \left(\frac{m_f}{m_v} \right)^{6,41} \quad (5.3)$$

onde,

μ_f – viscosidade da água, 2,58E-4 kg/(s·m).

μ_v – viscosidade do vapor da água, 12E-6 kg/(s·m)

σ_{sf} – Tensão superficial = 58,9N/m.

substituindo na equação 5.3, obtém-se $j_H = 2,2976E21$

Foram admitidas as seguintes considerações: uma temperatura de saturação de 100 °C, considerando que a água estava a pressão atmosférica, uma temperatura de parede de 765 °C (igual à temperatura Ac_1) devido a que na maioria das soldas efetuadas a temperatura interna de parede ultrapassou este valor, pois o nível de penetração da ZAC observado nas macrografia foi maior do que a espessura do metal base. O diâmetro interno do tubo de 0,1 m e vazão de água de 5,5 l/min. Foram estimadas as constantes térmicas nas condições de pressão e temperatura de saturação, obtendo assim, da equação 5.2 um fluxo de calor $q'' = 325$ kW/m². Este fluxo de calor estimado garante¹ a formação de uma camada de vapor junto à parede de tubos horizontais.

¹ O fluxo de calor determinado encontra-se acima do fluxo mínimo de calor, q''_{min} , necessário para a formação da camada de vapor. Onde $q''_{min} = 0,09 \cdot r_v \cdot h_{lv} \left[\frac{g \cdot s \cdot (r_l - r_v)}{(r_l - r_v)^2} \right]^{1/4} = 106,99$ kW/m². As propriedades termodinâmicas foram avaliadas a temperatura de saturação de 100 °C.

Substituindo este fluxo de calor na equação 5.1, obtém-se o coeficiente de transferência de calor por convecção:

$$h = \frac{q''}{T_w - T_{sat}} = 488,7 \frac{W}{m^2 K}, \text{ onde}$$

T_w – Temperatura da parede interna do duto [K]

T_{sat} – Temperatura de saturação [K]

5.3.2 Determinação do coeficiente de transferência de calor em ebulição em película, na ausência de fluxo de massa através da tubulação.

No caso dos ensaios executados sobre dutos sem escoamento de água, ocorre uma ebulição em película na qual uma camada de vapor cobre a superfície da parede interna da tubulação e não permite um contacto entre o líquido e esta. Essa situação é bastante atípica e carece de estudos detalhados. Tendo em consideração estas dificuldades foi estabelecida uma analogia com dutos horizontais com ebulição convectiva externa em película, onde pode ser aplicada a seguinte expressão:

$$\overline{Nu}_D = \frac{\overline{h}_{conv} D}{k_v} = c \left[\frac{g \cdot (r_l - r_v) \cdot h'_{fv} \cdot D^3}{u_v \cdot k_v \cdot (T_w - T_{sat})} \right]^{1/4} \quad (5.4)$$

Onde, \overline{Nu}_D - Número adimensional de Nusselt.

\overline{h}_{conv} - Coeficiente de transferência de calor por convecção.

D – Diâmetro interna da tubulação = 0,1 m.

K_v – Condutividade térmica do vapor,

55,9 e 57,5 W/(mK) para a T_{sat} na pressão de 20 e 40 bar.

C – Constante de correlação e é igual a 0,62 para cilindros horizontais.

ρ_l – Densidade do líquido, 856,9 e 803,8 kg/m³ para água a 20 e 40 bar.

ρ_v – Densidade do vapor, 0,29 e 0,28 kg/m³ para água a 20 e 40 bar.

ν_v - Viscosidade cinemática do vapor, 91,8x10⁻⁶ e 96,4x10⁻⁶ m²/s para 20 e 40 bar.

h'_{fv} - Calor latente corrigido, 2853E3 e 2611E3 kJ/kg para água a 20 e 40 bar.

T_w - Temperatura de parede = 765 °C

T_{sat} – Temperatura de saturação, 212 e 250°C para água a 20 e 40 bar.

Ao substituir esses valores na equação 5.4 são obtidos os coeficientes de transferência de calor por convecção de 105,1 e 103,8W/(m²K) para as pressões de 20 e 40 bar, respectivamente. É importante notar que a equação 5.4 leva em consideração a energia sensível necessária para manter a temperatura no interior da película acima da temperatura de

saturação, o qual garante a presença constante da camada de vapor. As propriedades do vapor são avaliadas na temperatura média do filme, e a densidade do líquido é avaliada à temperatura de saturação. Para temperaturas de parede superiores a 300°C, o efeito da radiação torna-se significativo, pelo qual é razoável que aumente a espessura da camada de vapor.

$$\bar{h}_{rad} = \frac{\epsilon \cdot \sigma \cdot (T_w^4 - T_{sat}^4)}{T_w - T_{sat}} \quad (5.5)$$

Onde,

ϵ - Emissividade da parede interna da tubulação, 0,87

(assumindo um aço com superfície oxidada).

σ - Constante de Steffan-Boltzmann, $5,67 \times 10^{-8} \text{ W}/(\text{m}^2 \text{K}^4)$

T_w - Temperatura da parede interna da tubulação, 1038 K

T_{sat} - Temperatura de saturação = 485 e 523 K para 20 e 40 bar.

Ao substituir os valores na equação 5.5 Obteve-se valores do coeficiente de transferência de calor por radiação de 89,5 e 94,5 $\text{W}/(\text{m}^2 \text{K})$ para as pressões de 20 e 40 bar. Bromley (1998) estudou a ebulição em película na superfície externa de tubos horizontais e sugeriu o cálculo do coeficiente de transferência de calor através de uma equação transcendental na forma:

Se $\bar{h}_{rad} < \bar{h}_{conv}$, então:

$$\bar{h} = \bar{h}_{conv} + \frac{3}{4} \bar{h}_{rad} = 173 \frac{\text{W}}{\text{m}^2 \cdot \text{K}}, \text{ valor obtido para ambas pressões.}$$

É importante salientar que este coeficiente é estimado para dutos horizontais com ebulição convectiva externa em película. Como dito anteriormente, após uma revisão extensa na literatura foi possível conseguir uma solução adequada para este tipo de situações, e levando em consideração que durante os ensaios ocorria uma constante variação da camada de vapor, no sentido de aumentar com o percurso da soldagem, os coeficientes de transferência obtidos com a solução ebulição na parede externa foram reduzidos pela metade, pois o coeficiente interno é menor do que o obtido por convecção externa. Porém, com o intuito de avaliar as apreciações levantadas seria necessário comparar as temperaturas estimadas utilizando esses coeficientes com as temperaturas medidas com termopar.

5.4 Soldas com fluxo de água a baixa pressão

Nas tabelas 7 e 8 são apresentados os valores de penetração, aporte térmico e as dimensões da ZAC para cada um dos ensaios efetuados com circulação de água, nos quais

havia um rápido resfriamento devido à grande capacidade que tem a água para remover calor das paredes da tubulação.

Tabela 7. Condições de soldagem em tubos de 3,2 mm com fluxo de água, dimensões do cordão e ZAC e temperaturas estimadas na superfície.

CP	Corrente eficaz(A)	Veloc. soldag. (cm/min)	$I^{1,5}/V_s^{0,7}$	Energia (kJ/cm)	Penetração do cordão (mm)	Dimensões da ZAC (mm)			Temperatura Superfície (°C)
						Prof.	Largura superior	Largura inferior	
EHVA01	53	14,2	60,2	5,5	0,4	2,3	7	-	768
EHVA02	65	14,2	81,8	6,7	0,5	>3,2	9,1	5,9	841
EHVA03	77	14,2	105,5	8,3	1,5	>3,2	12,9	11,4	970
EHVA04	77	22	77,6	5,3	1,1	>3,2	9,9	8,2	951
EHVA05	79	14,2	109,6	7,94	1,5	>3,2	12,1	10,3	981
EHVA06	93	14,2	140,0	9,8	Perfurou	>3,2	--	--	--
EHVA07	111	14,2	182,6	12,2	Perfurou	>3,2	--	--	--
EHVA08	79	22	80,7	5,2	1,0	>3,2	9,4	7,7	952
EHVA09	99	22	113,2	6,5	1,7	>3,2	11,5	10,5	1093
EHVA10	111	22	134,4	7,9	Perfurou	>3,2	--	--	--
EHVAP1	87	16,3	115,0	7,7	2,1	>3,2	13,6	12,3	1097
EHVAP2	91	17	119,5	7,9	2,1	>3,2	14,3	12,3	1100
EHVAP3	95	17,8	123,4	8,2	2,2	>3,2	14,4	13,0	1092
EHVAP4	105	19,8	133,1	7,8	2,6	>3,2	14,1	12,8	1217
EHVAP5	114	21,6	141,7	8,0	Perfurou	>3,2	--	--	--

Tabela 8. Condições de soldagem em tubos de 4,8 mm com fluxo de água, dimensões do cordão e ZAC e temperaturas estimadas na superfície.

CP	Corrente eficaz(A)	Veloc. soldag. (cm/min)	$I^{1,5}/V_s^{0,7}$	Energia (kJ/cm)	Penetração do cordão (mm)	Dimensões da ZAC (mm)			Temperatura superfície (°C)
						Prof.	Largura superior	Largura inferior	
EHVB11	105	14,2	168,0	10,1	1,6	>4,8	10,9	6,4	864
EHVB12	112	14,2	185,0	11,8	1,8	>4,8	13,8	9,8	874
EHVB13	94	14,2	142,3	10,1	1,2	>4,8	11	5,4	834
EHVB14	113	14,2	187,5	11,1	1,9	>4,8	14,4	11,2	890
EHVB15	94	9,2	192,8	15,3	1,4	>4,8	13,4	9,4	856
EHVB16	133	14,2	239,4	12,1	1,5	>4,8	14,2	10,6	891
EHVB17	133	14,2	239,4	15,4	1,7	>4,8	16	13,1	904
EHVB18	114	9,2	257,5	21	2	>4,8	16,6	13,2	916
EHVB19	158	14,2	310,0	18,7	Perfurou	>4,8	--	--	--
EHVB20	113	9,2	254,1	17,8	1,7	>4,8	14,1	9,5	896
EHVB21	133	9,2	324,4	23,4	Perfurou	>4,8	--	--	--
EHVB22	133	9,2	324,4	23,4	Perfurou	>4,8	--	--	--
EHVB23	158	9,2	420,1	24,7	Perfurou	>4,8	--	--	--
EHVBP6	123	10,2	268,4	18,4	2,2	>4,8	19,7	16,8	922
EHVBP7	117	9,8	256,1	18,2	2,2	>4,8	16,9	13,7	917
EHVBP8	128	10,8	273,8	17,5	2,4	>4,8	17,7	14,9	940
EHVBP9	134	11,2	285,9	18,2	2,2	>4,8	17,1	13,9	936
EHVBP10	142	12,2	293,8	17,1	2,7	>4,8	17,8	15,1	1020
EHVBP11	151	12,2	322,1	19,6	Perfurou	>4,8	--	--	--

Ao realizar os ensaios previstos com circulação de água sobre as espessuras de 3,2 e 4,8 mm de parede de tubulação, observou-se a necessidade de realizar alguns ensaios a mais, designados estes pela letra “P”, com o intuito de determinar com maior precisão as condições em que acontece perfuração. Esses ensaios adicionais foram feitos com energias de soldagem nas quais tinha ocorrido perfuração. Para conseguir isso, a velocidade de soldagem era aumentada na mesma proporção que a corrente, de modo a manter o aporte.

Ao efetuar a soldagem sobre a tubulação, formava-se uma camada de vapor entre o fluido e a região onde estava sendo depositado o cordão de solda. Dita camada é devida a que a superfície interna da tubulação atinge a temperatura de saturação do líquido, criando assim uma barreira térmica que impede a transferência de calor entre a superfície interna da tubulação e o fluido que está sendo escoado. Este isolamento térmico tem como consequência a redução do risco de trincamento a frio, devido à diminuição da taxa de resfriamento da solda, entretanto a sua formação aumenta o risco da perfuração, devido ao incremento da temperatura da superfície interna.

Adicionalmente foi observado que em alguns ensaios com níveis de energia similar a penetração variava drasticamente, como aconteceu na soldagem dos corpos de prova EHVA01 e EHVA04, nos quais, acontecem diferentes níveis de penetração, 0,4 mm e 1,1 mm respectivamente, para níveis de energia similares. Tal fato é mostrado na Figura 33, onde são apresentadas as macrografias destes corpos de prova, reafirmando assim a conclusão de que a perfuração não depende de uma forma direta da energia.

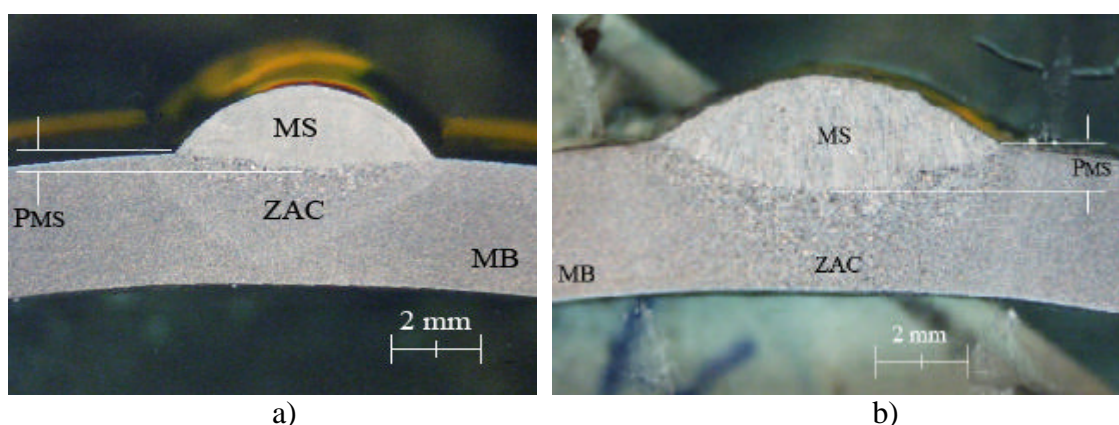


Figura 33. Macrografias de duas soldas realizadas em tubo de 3,2 mm com energia de 5,4 kJ/cm: a) EHVA01; b) EHVA04

Este fato pode ser corroborado na Figura 34, onde são apresentados os valores da temperatura atingida na parte interna da tubulação em função da energia de soldagem para as espessuras de 3,2 e 4,8 mm.

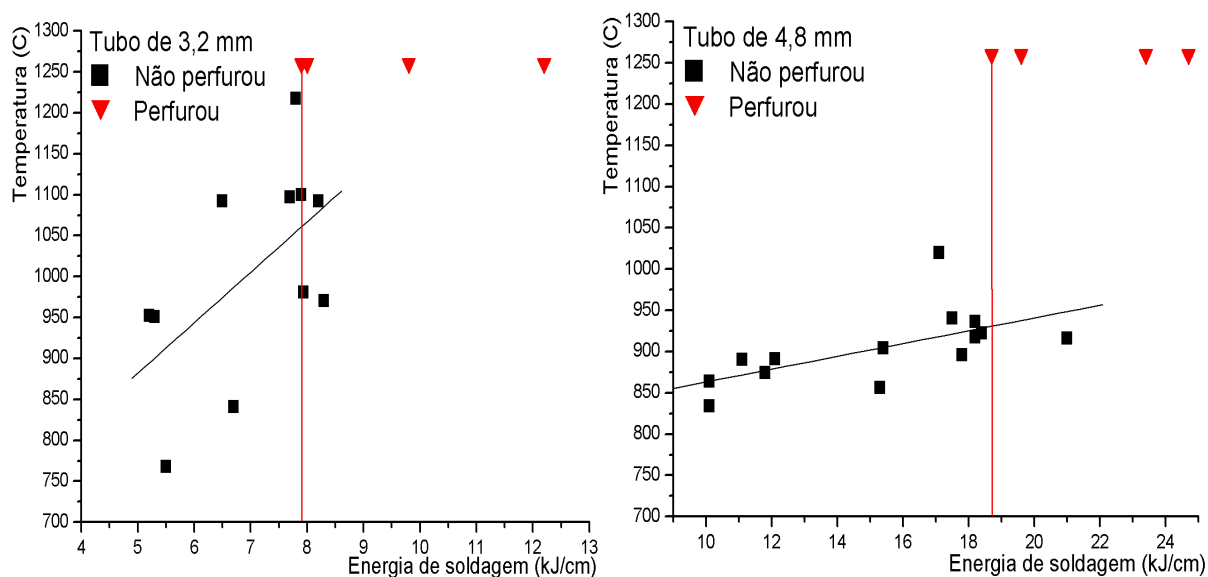


Figura 34. Influência da energia de soldagem na temperatura da parede interna para os ensaios com fluxo de água e baixa pressão.

Como pode ser observado, a temperatura em função da energia de soldagem apresenta uma elevada dispersão (desvio padrão de 111 °C e de 37 °C para as espessuras de 3,2 e 4,8 mm, respectivamente) e uma baixíssima correlação ($R = 0,57$ e $R = 0,67$ para as espessuras de 3,2 e 4,8 mm, respectivamente). É importante ressaltar que ao tentar estabelecer um limite para evitar a perfuração tendo como critério a energia de soldagem, foram encontrados valores, acima desse limite nos quais não aconteceu perfuração. Vide ensaio EHVA10 soldado com 7,9 kJ/cm, no qual houve perfuração, enquanto que nos corpos de prova EHVA03, EHVA05, EHVAP1, EHVAP2, EHVAP3 e EHVAP4 com aporte térmico similar, não aconteceu este fato. Portanto, isto confirma que o estabelecimento de critérios em função da energia de soldagem não pode ser tomado como opção para evitar a perfuração na soldagem em dutos em operação.

Na Figura 35, apresenta-se a temperatura da superfície interna do duto, obtida de forma analítica, em função do fator $I^{1,5}/V_s^{0,7}$, junto com uma curva ajustada por regressão de mínimos quadrados. Pode ser observadas uma menor dispersão (desvio padrão de 51,5 °C e de 23,7 °C para as espessuras de 3,2 e 4,8 mm) e uma alta correlação R (que foi de 0,93 e 0,86 para as espessuras de 3,2 mm e 4,8 mm).

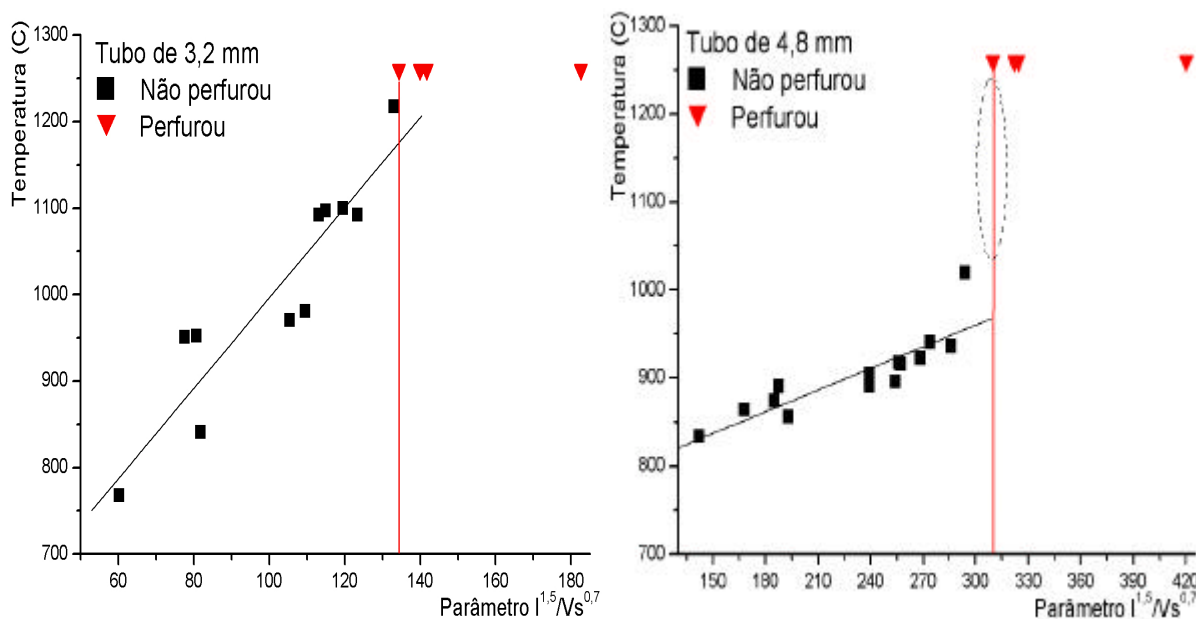


Figura 35. Temperatura interna da parede do tubo em função do fator $I^{1.5}/V_s^{0.7}$, para os ensaios com fluxo de água a baixa pressão.

Novamente, fica evidente que o parâmetro $I^{1.5}/V_s^{0.7}$ pode ser utilizado como critério para evitar a perfuração. Neste caso, para valores acima dos limites de 134 e 310, para os tubos de 3,2 e 4,8, respectivamente, sempre ocorreu perfuração. Ao comparar esses limites com aqueles obtidos para as soldagens com convecção livre ao ar, percebe-se que os valores são muito próximos. Isso significa que o fluxo de água, o qual escoar calor com uma maior eficiência do que o ar, não diminui o risco de perfuração.

Visando verificar o critério estabelecido pelo instituto de Batelle, foram encontradas as equações que tiveram uma relação linear e que se adaptassem melhor aos dados encontrados experimentalmente, assim poderiam ter uma estimativa da temperatura interna de parede no momento de perfurar.

Para a espessura de 3,2 mm:

$$T = 474,5 + 5,22 * \left(\frac{I^{1.5}}{V_s^{0.7}} \right) \quad (5.6)$$

Para a espessura de 4,8 mm:

$$T = 714,5 + 0,82 * \left(\frac{I^{1.5}}{V_s^{0.7}} \right) \quad (5.7)$$

Com estas equações podem se estimar a temperatura atingida na parede interna antes de perfurar devido a que estão em função do parâmetro $I^{1.5}/V_s^{0.7}$. Para a espessura de tubo de 3,2

mm foi encontrada a primeira perfuração em um valor de $I^{1.5}/Vs^{0.7}$ igual a 134,4 (veja tabela 7), substituindo o valor na equação 5.6 se obtém uma temperatura de superfície de 1176,1 °C, de forma similar foi feito com a espessura de 4,8 mm e substituindo na equação 5.7 com um valor de $I^{1.5}/Vs^{0.7}$ igual a 310, obtendo assim, uma temperatura de 968,7 °C. Podem se apreciar uma disparidade nos limites de temperatura, confirmada pelo conjunto de valores de temperaturas estimadas para todas as condições experimentais. Isto significa que o valor de temperatura único estabelecido pelo Instituto Battelle como limite (1260 °C) pode ser pouco conservativo em casos como o da soldagem em tubo de maior espessura (4,8 mm).

Na Figura 36, é apresentada a penetração em função do parâmetro $I^{1.5}/Vs^{0.7}$, como pode ser observado existe uma menor dispersão dos dados (desvio padrão de 0,23 mm e de 0,22 mm) e maior correlação ($R = 0,93$ e $R = 0,78$ para as espessuras de 3,2 e 4,8 mm respectivamente) entre esse dois valores.

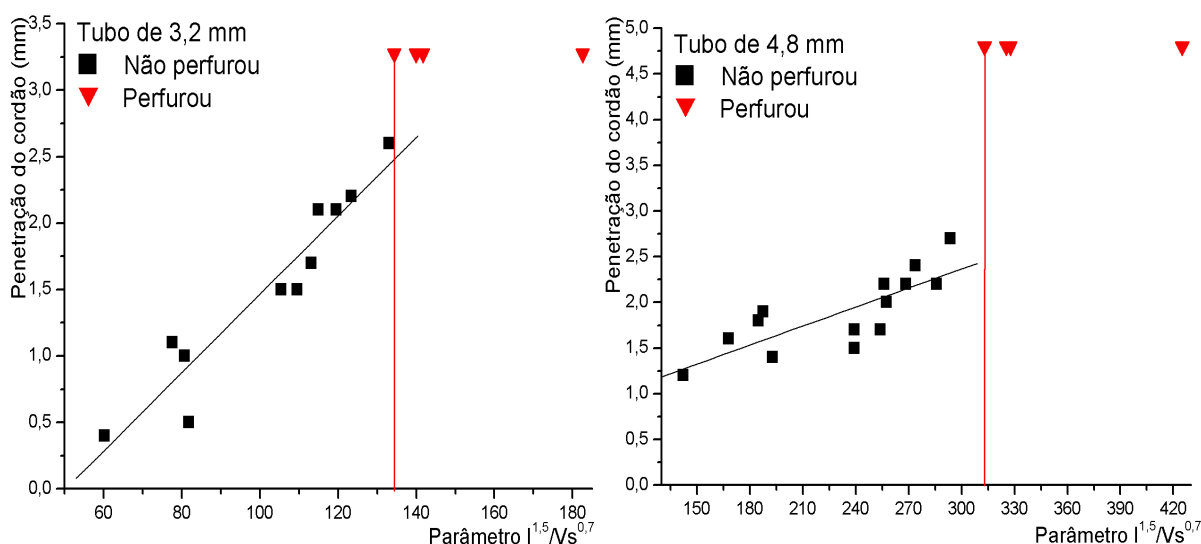
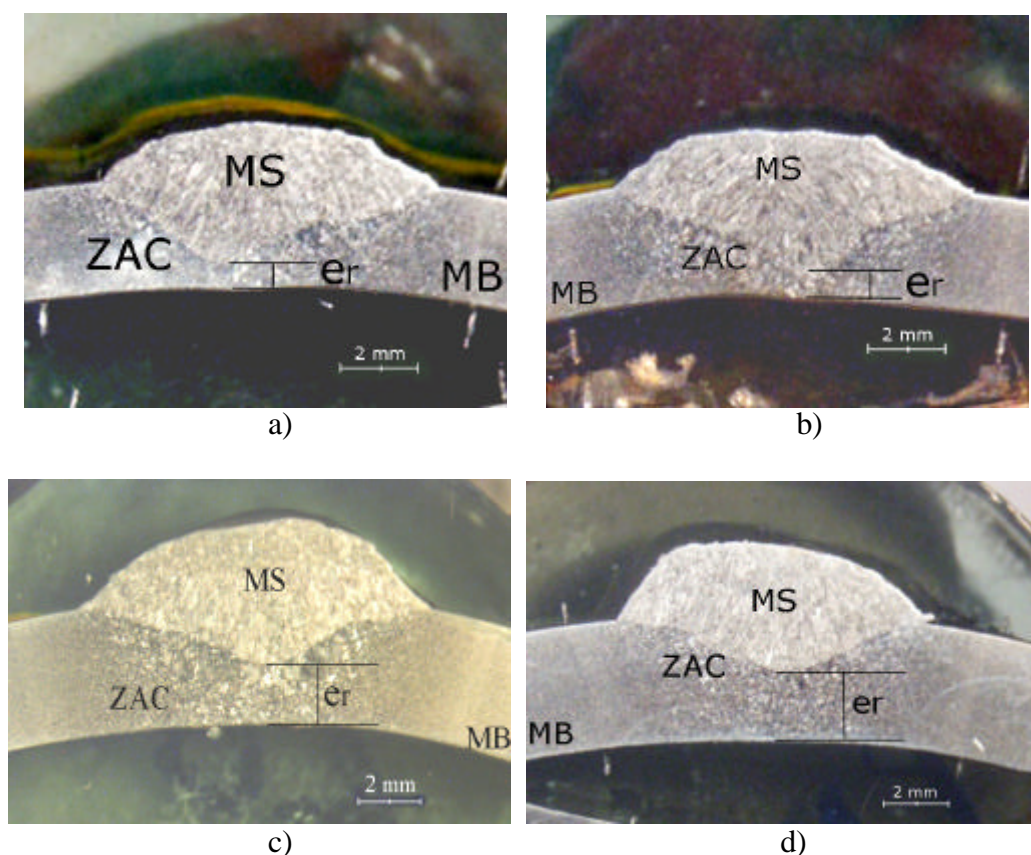


Figura 36. Penetração do MS em função do fator $I^{1.5}/Vs^{0.7}$, para os ensaios com fluxo de água a baixa pressão.

Nas condições de quase iminente perfuração, os valores de penetração nos tubos de 3,2 e 4,8 mm foram de 2,6 e 2,7 mm, respectivamente. Isso significa que havia espessura remanescente embaixo da poça de fusão de 0,6 e 2,1; prestes a ser atravessada pela pressão do arco. Essas espessuras remanescentes (que ainda resistem a pressão do arco) são menores que as observadas na soldagem com convecção ao ar.

Na figura 37 são apresentadas as macrografias das soldas próximas ao limite de perfuração para as condições efetuadas com ar estático em convecção natural (Figura 38 a e c) em comparação com as macrografias das soldas próximas ao limite de perfuração para as condições efetuadas com fluxo de água a baixa pressão (Figura 38 b e d).



MS- Metal de solda, ZAC- Zona afetada pelo calor, MB- Metal de base, er- espessura remanescente.

Figura 37. Macrografias das soldas próximas ao limite de perfuração: a) EANA07, b) EHVP4, c) EANB28, d) EHVP10.

Nas condições de quase iminente perfuração nos ensaios com água a baixa pressão, os valores de espessura remanescente nos tubos de 3,2 e 4,8 mm foram de 0,6 e 2,1 mm, respectivamente, e para as condições de ensaio com ar calmo em convecção natural a espessura remanescente nos tubos de 3,2 e 4,8 mm foi de 0,9 e 2,2 mm; respectivamente. Então nesse sentido, a soldagem com fluxo de água admite uma maior penetração do cordão, sendo a remoção de calor mais eficiente do que nas condições de soldagem com ar calmo diminuindo assim, o risco de perfuração.

5.5 Soldas com água sob pressão, sem fluxo.

5.5.1 Soldas em tubos de 3,2 mm.

Nas tabelas 9 e 10 são apresentadas as condições de soldagem, dimensões da ZAC e as temperaturas estimadas na superfície da parede interna da tubulação. Estes ensaios foram realizados sobre tubos de 3,2 mm e em pressões de 20 e 40 bar, visando encontrar a influência

da pressão sobre o fenômeno de perfuração. Foram realizados oito ensaios para cada pressão usando diferentes níveis de energia.

Tabela 9. Condições de soldagem em tubos de 3,2 mm, dimensões do cordão e ZAC e temperaturas estimadas na superfície, com pressão de 20 bar.

CP	Corrente eficaz(A)	Veloc. soldag. (cm/min)	$I^{1.5}/V_s^{0.7}$	Energia (kJ/cm)	Penetração do cordão (mm)	Dimensões da ZAC (mm)			Temperatura Superfície (°C)
						Profundid	Largura superior	Largura inferior	
EH2A01	52	13,2	61,6	5,4	0,74	>3,2	8,41	5,97	853,2
EH2A02	60	13,2	76,4	6,5	1,11	>3,2	10,4	6,7	856,6
EH2A03	63	13,2	82,2	7,5	0,92	>3,2	10,2	7,73	876,8
EH2A04	76	14,2	103,4	7,7	1,46	>3,2	13	11,3	897,6
EH2A05	78	14,2	107,5	8,1	1,74	>3,2	13,7	11,9	925,2
EH2A06	78	22	79,1	5,1	1,2	>3,2	9,7	7,7	919,2
EH2A07	94	22	104,7	6,8	1,6	>3,2	12,5	11	952,6
EH2A08	105	22	123,6	6,9	Perfurou	>3,2	--	--	--
EH2A09	100	22	114,9	6,3	Perfurou	>3,2	--	--	--

Tabela 10. Condições de soldagem em tubos de 3,2 mm, dimensões do cordão e ZAC e temperaturas estimadas na superfície, com pressão de 40 bar.

CP	Corrente eficaz(A)	Veloc. soldag. (cm/min)	$I^{1.5}/V_s^{0.7}$	Energia (kJ/cm)	Penetração do cordão (mm)	Dimensões da ZAC (mm)			Temperatura Superfície (°C)
						Profundid	Largura superior	Largura inferior	
EH4A01	52	14,2	58,5	5,0	0,5	>3,2	7,5	4,0	802
EH4A02	61	14,2	74,4	6,0	1,1	>3,2	10,2	7,5	861
EH4A03	64	14,2	79,9	6,4	0,92	>3,2	9,8	7,7	884
EH4A04	76	14,2	103,4	7,6	1,4	>3,2	11,7	9,8	877
EH4A05	78	14,2	107,5	7,7	1,4	>3,2	13,1	11	905,6
EH4A06	78	22	79,1	5,1	1,1	>3,2	9,7	7,1	853,5
EH4A07	94	22	104,7	6,4	1,4	>3,2	10	8,1	941,4
EH4A08	105	22	123,6	6,9	Perfurou	>3,2	--	--	--
EH4A09	100	22	114,9	6,3	Perfurou	>3,2	--	--	--

Observou-se que os ensaios efetuados com pressão eram muito conservativos, devido à formação de uma camada de vapor produto da ebulição em película da água dentro da tubulação, a qual impede a troca eficiente de calor. Em condições reais, o fluxo do líquido escoado arrastaria a camada e permitiria o uso de aportes térmicos mais elevados do que os encontrados nestes ensaios. Uma evidência clara da sua formação era dada pelo aumento na pressão observada no manômetro da bomba de teste hidrostático. Para manter a pressão constante durante a deposição do cordão de solda a válvula de alívio era aberta diminuindo assim a pressão de ensaio até atingir a pressão desejada, nesse momento a válvula era fechada novamente, tentando assim manter constante a pressão durante os ensaios.

De forma similar ao ocorrido na soldagem de dutos em condições de ar calmo e convecção forçada usando água, soldagens com níveis de energia similares produziram valores de penetração diversos. Este fato é apresentado na Figura 38, onde são ilustrados os

corpos de prova EH4A01 e EH406 efetuados com energias de soldagem de 5 kJ/cm e com variações significativas da penetração, 0,5 mm e 1,1 mm, respectivamente.

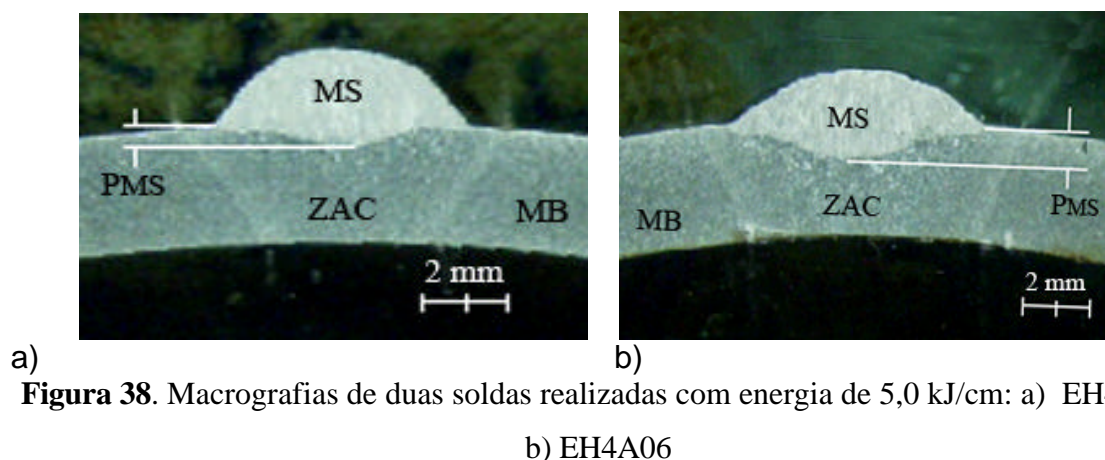


Figura 38. Macrografias de duas soldas realizadas com energia de 5,0 kJ/cm: a) EH4A01
b) EH4A06

A Figura 39 apresenta a penetração em função do fator $I^{1,5}/V_s^{0,7}$, a qual tem uma elevada correlação (0,94 para as pressões de 20 e 40 bar) e uma baixa dispersão (desvio padrão de 0,13 mm para as pressões de 20 e 40 bar). Embora, ao diminuir a pressão se teria um maior risco de perfurar a tubulação devido ao aumento da penetração do cordão, este fato deve ser estudado com maior cuidado, pois a resistência do metal de base está drasticamente comprometida devido ao aumento da temperatura e à redução momentânea da espessura produto da deposição do cordão de solda. As normas recomendam reduzir a pressão durante o reparo como uma prática geral de segurança, mas por outro lado, isso não é uma exigência se puder ser mostrado que a pressão de operação não está próxima à pressão de falha correspondente ao defeito.

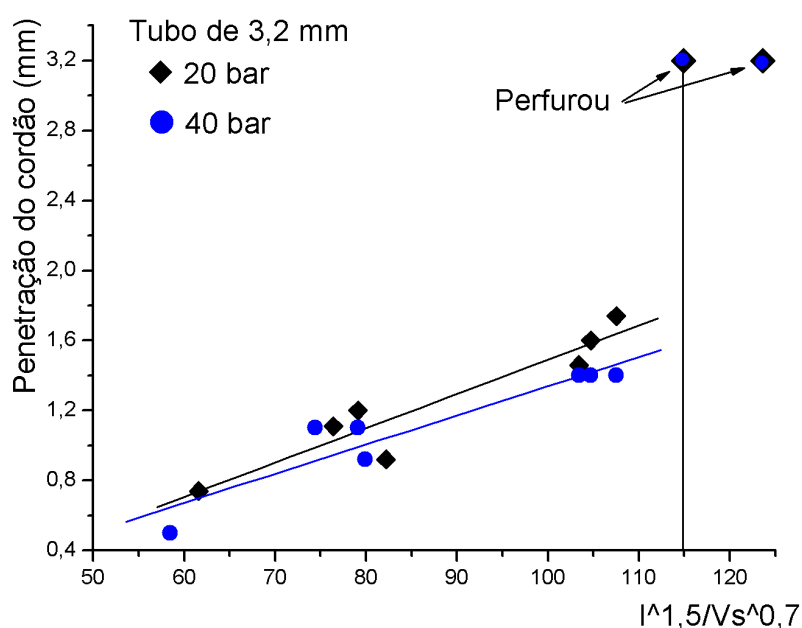


Figura 39. Penetração do cordão em função do fator $I^{1,5}/V_s^{0,7}$ em pressões de 20 e 40 bar

O aumento da penetração do cordão com a diminuição da pressão, observado na Figura 39, pode ser devido ao aumento do volume de vapor que está sendo formado. Isto porque ao diminuir a pressão, a temperatura de saturação do líquido também diminui, permitindo assim uma maior quantidade de vapor formada, além de se precisar menores fluxos de calor para formar e manter a mesma. Esta camada maior de vapor reduz a troca de calor entre a parede da tubulação e o fluido que está sendo escoado, ocasionando que nas mesmas condições de soldagem exista um aumento na penetração do metal de solda com a redução da pressão. Ao mesmo tempo em que se reduz a pressão, ocorre uma diminuição na condutividade térmica do vapor formado, o qual dificulta ainda mais a troca de calor entre as paredes da tubulação e o novo filme de vapor. Foram encontradas as equações que definem as retas, as quais apresentaram uma menor dispersão nos dados e uma alta correlação para os ensaios efetuados com pressão de 20 e 40 bar, visando assim, determinar o valor da penetração crítica.

$$\text{Para 20 bar: } P = -0,50 + 0,02 * \left(\frac{I^{1,5}}{V_s^{0,7}} \right) \quad (5.8)$$

$$\text{Para 40 bar: } P = -0,33 + 0,017 * \left(\frac{I^{1,5}}{V_s^{0,7}} \right) \quad (5.9)$$

Com estas equações 5.8 e 5.9, pode ser determinada a penetração crítica na qual acontece a perfuração nas pressões de 20 e 40 bar, tendo em consideração o limite estabelecido em função do parâmetro $I^{1,5}/V_s^{0,7}$. Para a espessura de tubo de 3,2 mm foi encontrada a primeira perfuração em um valor de $I^{1,5}/V_s^{0,7}$ igual a 114,9 para as pressões de 20 bar, e substituindo na equação 5.8 obtém-se valores de penetração crítica de 1,8 mm, já para a pressão de 40 bar e substituindo na equação 5.9, obtém-se uma penetração crítica de 1,6 mm. Esta diferença, em primeira instância, não parece ser tão significativa, mas comparando com os valores limites obtidos para a soldagem com fluxo de água ($I^{1,5}/V_s^{0,7} = 134$ e penetração = 2,6 mm), pode ser afirmado que a pressão aumenta o risco de perfuração. O mais relevante é que a penetração crítica diminui substancialmente, o que pode significar que a espessura remanescente embaixo da poça fundida deve ser maior, para suportar a pressão interna.

5.5.2 Soldas em tubos de 4,8 mm.

Nas tabelas 11 e 12 são apresentadas as condições de soldagem, dimensões da ZAC e as temperaturas estimadas na superfície da parede interna da tubulação, para as soldas efetuadas sobre tubos de 4,8 mm e em pressões de 20 e 40 bar.

Tabela 11. Condições de soldagem em tubos de 4,8 mm, dimensões do cordão e ZAC e temperaturas estimadas na superfície, com pressão de 20 bar.

CPs	Corrente eficaz(A)	Veloc. soldag. (cm/min)	$I^{1,5}/V_s^{0,7}$	Energia (kJ/cm)	Penetração do cordão (mm)	Dimensões da ZAC (mm)			Temperatura Superfície (°C)
						Profundid	Largura superior	Largura inferior	
EH2B01	93	14,2	140,0	9,5	1,5	>4,8	12,0	7,2	848,9
EH2B02	112	14,2	185,0	12,2	1,7	>4,8	14,7	10,6	878,6
EH2B03	133	14,2	239,4	15,5	2,6	>4,8	17,5	13,7	895,1
EH2B04	121	14,2	207,8	13,8	1,6	>4,8	14,4	10,2	842,9
EH2B05	133	14,2	239,4	14,2	2,5	>4,8	16,7	13,4	907,1
EH2B06	159	14,2	313,0	17,5	Perfurou	--	--	--	--
EH2B07	121	12,8	223,4	15,0	2,2	>4,8	16,7	14,1	889
EH2B08	110	11	215,3	14,9	2,7	>4,8	18,1	15,0	918,2
EH2B09	99	10	196,5	13,9	1,4	>4,8	13	8,1	827,8
EH2B10	140	14,2	258,6	14,8	Perfurou	--	--	--	--

Tabela 12. Condições de soldagem em tubos de 4,8 mm, dimensões do cordão e ZAC e temperaturas estimadas na superfície, com pressão de 40 bar.

CPs	Corrente eficaz(A)	Veloc. soldag. (cm/min)	$I^{1,5}/V_s^{0,7}$	Energia (kJ/cm)	Penetração do cordão (mm)	Dimensões da ZAC (mm)			Temperatura Superfície (°C)
						Profundid	Largura superior	Largura inferior	
EH4B01	95	14,2	144,5	10,5	1,7	>4,8	13,0	8,0	830,3
EH4B02	113	14,2	187,5	13,0	1,7	>4,8	14,7	9,7	858,7
EH4B03	133	14,2	239,4	14,8	2,5	>4,8	17,0	13,0	872,1
EH4B04	121	14,2	207,8	12,9	2,0	>4,8	15,4	11,4	834,3
EH4B05	133	14,2	239,4	14,7	2,3	>4,8	17,5	13,7	886,3
EH4B06	159	14,2	313,0	17,5	Perfurou	--	--	--	--
EH4B07	121	12,8	223,4	14,3	1,6	>4,8	14,0	7,7	854,1
EH4B08	110	11	215,3	14,5	2,1	>4,8	14,6	9,4	834,0
EH4B09	98	10	193,6	13,8	1,8	>4,8	13,6	8,8	813,5
EH2B10	140	14,2	258,6	14,8	Perfurou	--	--	--	--

De igual forma que nas condições de 3,2 mm de espessura e água sem fluxo sob pressão, foram encontradas variações de penetração, 2,2 mm e 2,7 mm, nos corpos de prova com igual aporte térmico, EH2B07 e EH2B08 respectivamente, tal e como é apresentado na Figura 40.

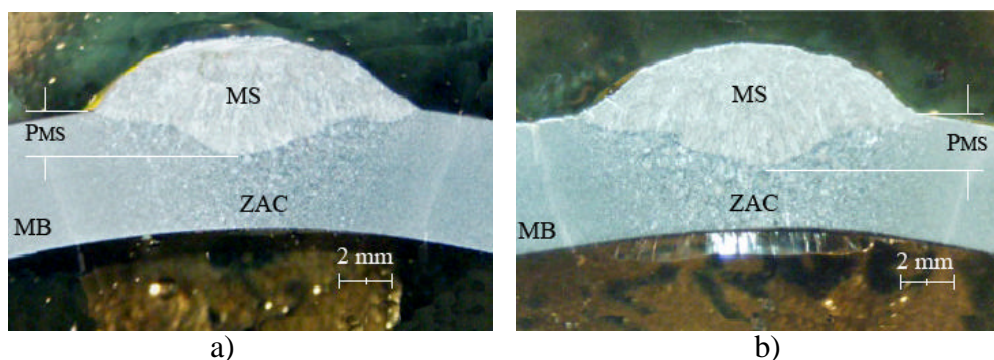


Figura 40. Macrografias de duas soldas realizadas em tubos de 4,8 mm e com energia de 15,0 kJ/cm: a) EH2B07 °C; b) EH2B08.

A Figura 41 mesmo que a correlação entre a penetração do metal de solda e o parâmetro $I^{1,5}/V_s^{0,7}$ é maior do que com a energia de soldagem, os valores de correlação são relativamente baixos (0,74 e 0,69 para as pressões de 20 e 40 bar, respectivamente).

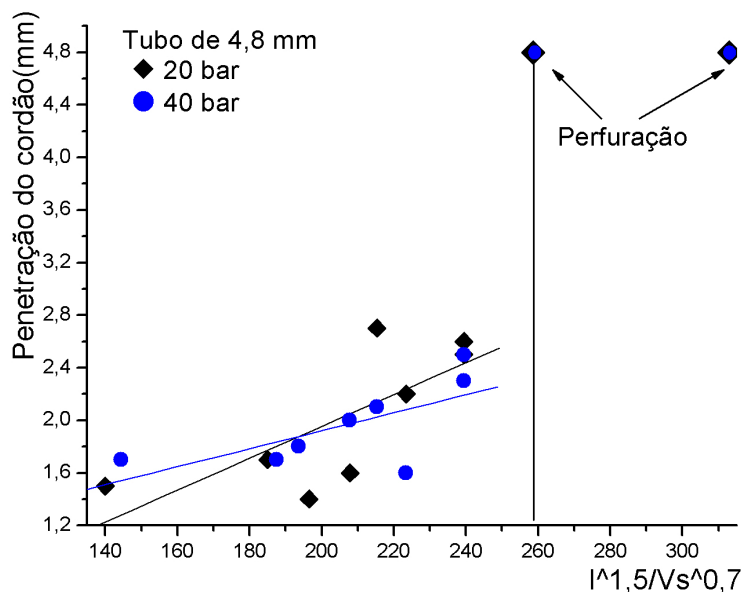


Figura 41. Penetração do cordão em função do fator $I^{1,5}/V_s^{0,7}$ em pressões de 20 e 40 bar

O efeito da pressão não é tão evidente como na soldagem de espessuras finas (3,2 mm), isto pode ser explicado pelo fluxo de calor ser tridimensional, e as temperaturas internas atingidas na superfície interna da tubulação são bem menores do que as atingidas em espessuras menores (3,2 mm).

Os valores limite para a perfuração foram de 258 para o parâmetro $I^{1,5}/V_s^{0,7}$ e 2,7 e 2,5 mm para a penetração ao soldar em pressões de 20 e 40 bar, respectivamente. Ao comparar com os valores limite obtidos para a soldagem com fluxo de água ($I^{1,5}/V_s^{0,7} = 310$ e penetração de 2,7 mm) pode-se perceber que o risco de perfuração aumenta com a pressão. Para esta espessura de tubo resultou mais relevante a diminuição no limite do parâmetro com a pressão, o valor da penetração crítica praticamente continuou o mesmo.

5.6 Soldas de filete entre calha e duto.

Algumas condições que produziram perfuração nas soldas de simples deposição foram repetidas usando uma junta sobreposta, na direção longitudinal. Alguns defeitos e problemas foram apresentados na deposição de soldas ao longo da junta em filete, tais como, mordeduras, sopro magnético e falta de penetração em algumas soldas. Na Figura 42 é apresentada a falta de penetração na raiz da solda, o qual leva a aumentar a corrente para evitar este defeito. Este acréscimo de corrente é tolerado pela distribuição de calor tanto na calha como na tubulação, permitindo assim maiores energias do que os usualmente usados na soldagem de simples deposição sobre a tubulação, e sem haver risco de perfuração.

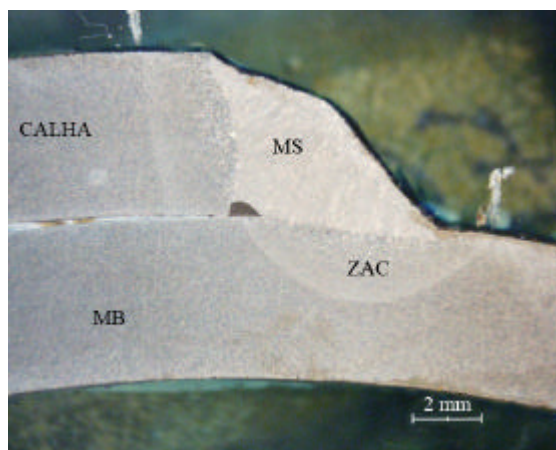


Figura 42. Falta de penetração observada na soldagem de filete entre calha e duto.
Solda efetuada com 158 A. CP CH2B06.

Estes defeitos podem ser corrigidos já que as soldas são inspecionadas em um 100% mediante ensaios não destrutivos. Na tabela 13 são apresentadas as condições de execução das soldas de filete e algumas características geométricas da ZAC. Posterior à execução das soldas foi realizado a análise metalográfica das mesmas, tal e como apresentado na Figura 43.

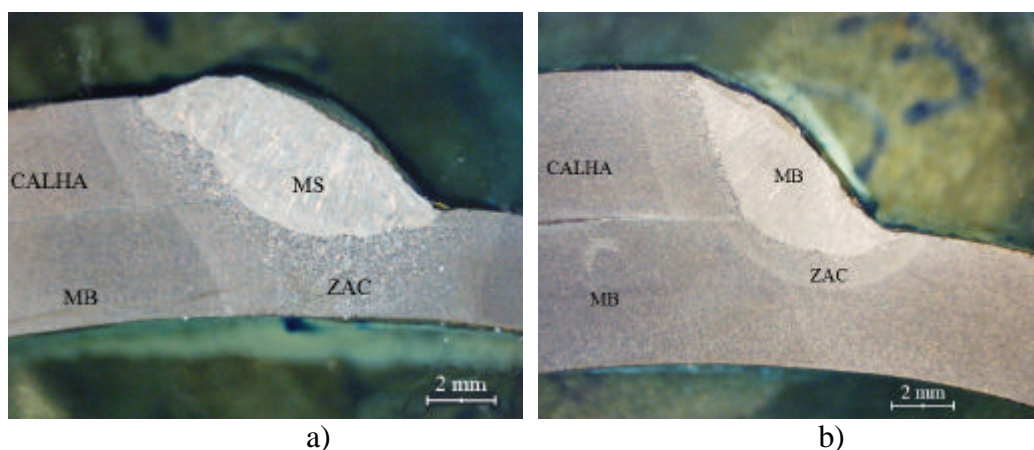


Figura 43. Soldas efetuadas entre calha e duto. a) 3,2 mm de espessura, CP CHVA04 e b) 4,8 mm de espessura de parede, CP CHVB03.

Na realização dos ensaios com calha houve inconvenientes no posicionamento do eletrodo causando em algumas condições uma maior deposição na calha do que no duto, e em outras o contrário, vide CPs CHVB04 e CH2B05. Essa variação no posicionamento do eletrodo teve como consequência uma variação na penetração do cordão mesmo tendo iguais condições de soldagem, vide Figura 44.

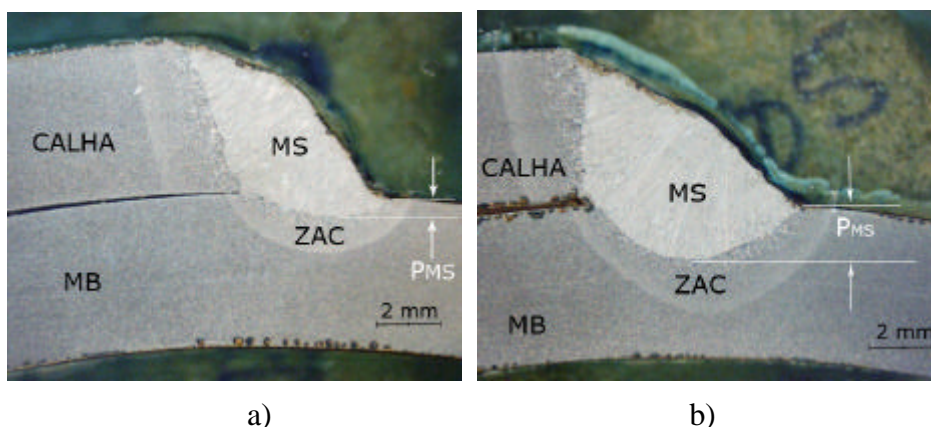


Figura 44. Macrografias de duas soldas realizadas com energias de 18,7 kJ/cm:

a) CHVB04; b) CH2B05

Tabela 13. Condições de soldagem entre calha e duto junto com a dimensão do cordão e ZAC.

CPs	espessura (mm)	Corrente (A)	Tensão (V)	Veloc. soldag. (cm/min)	Energia (kJ/cm)	Penetração do cordão (mm)	Dimensões da ZAC (mm)		
							Profundid	Largura superior	Largura inferior
CANA01	3,2	93	25	14,2	9,8	0,7	>3,2	7,5	5,1
CANA02	3,2	111	26	14,2	12,2	1,1	>3,2	8,1	6,5
CHVA03	3,2	93	25	14,2	9,8	0,7	>3,2	7,1	3,9
CHVA04	3,2	111	26	14,2	12,2	0,9	>3,2	9,6	7,4
CH2A05	3,2	105	24	22	6,9	1,5	>3,2	8,5	5,9
CH4A06	3,2	105	24	22	6,9	0,7	>3,2	6,7	2,9
CANB01	4,8	133	27	9,2	23,4	1,2	2,9	7,1	--
CANB02	4,8	158	28	14,2	18,7	1,2	3,9	8,9	--
CHVB03	4,8	133	27	9,2	23,4	0,9	2,1	7,2	--
CHVB04	4,8	158	28	14,2	18,7	0,7	1,8	5,8	--
CH2B05	4,8	158	28	14,2	18,7	1,7	4,6	8,3	--
CH4B06	4,8	158	28	14,2	18,7	0,4	2,5	7,6	--

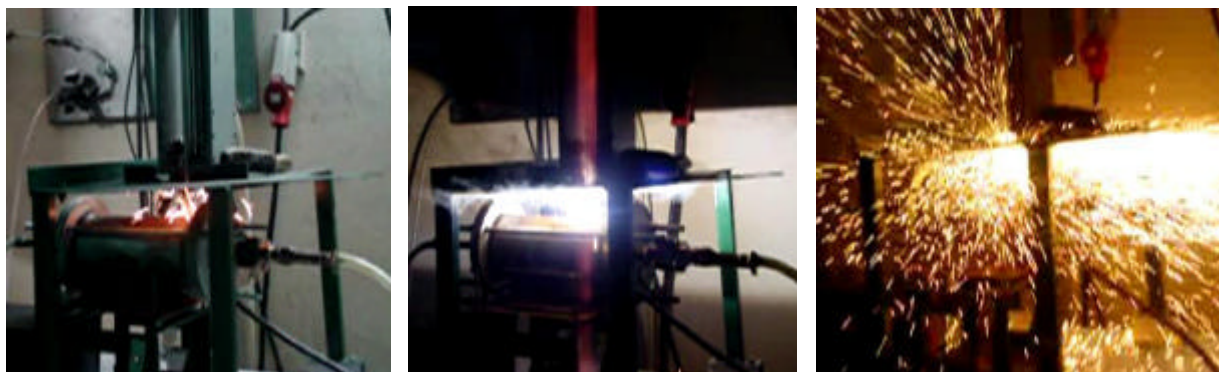
Pode ser concluído que a soldagem neste tipo de juntas é menos severa do que as soldas efetuadas em simples deposição sobre o duto, porque parte do calor do arco de soldagem é direcionado à calha diminuindo assim a penetração do metal de solda. Este fato é evidenciado porque mesmo usando os parâmetros nos quais aconteceu perfuração na soldagem de simples deposição não aconteceu perfuração na soldagem de filete entre calha e duto. Portanto, níveis superiores de energia de soldagem podem ser depositados para este tipo de juntas em comparação com os usados para simples deposição (*bead-on-pipe*).

Cabe ressaltar que na soldagem de filete em espessuras de 4,8 mm, nenhuma apresentou uma profundidade da ZAC maior do que a espessura da parede do duto, portanto, pode se dizer que neste tipo de soldas efetuadas em espessuras iguais e/ou superiores a 4,8

mm é possível usar energias e correntes superiores às aquelas em simples deposição, sem produzir a perfuração.

5.5 Aspecto superficial da perfuração.

No total foram depositadas 150 soldas, das quais 32 perfuraram. Quando uma perfuração acontecia, como é mostrado na Figura 45, esta tendia imediatamente a apagar o arco de soldagem e expelir o metal fundido da poça de soldagem.



Início da Solda

Arco Estabilizado

Perfuração

Figura 45. Sequência de deposição do metal de solda no qual apresentou-se perfuração.

O aspecto superficial da perfuração foi uma cavidade em forma de calota, com um pequeno furo produzido pela expulsão do metal fundido pela pressão interna da tubulação.

Nos ensaios sem pressão (ar calmo), apresentou-se um furo de maior diâmetro provocado pela queda da poça fundida no interior do duto por efeitos combinados da pressão do arco e da gravidade. Na Figura 46 é apresentada a perfuração da tubulação após a deposição do metal de solda.

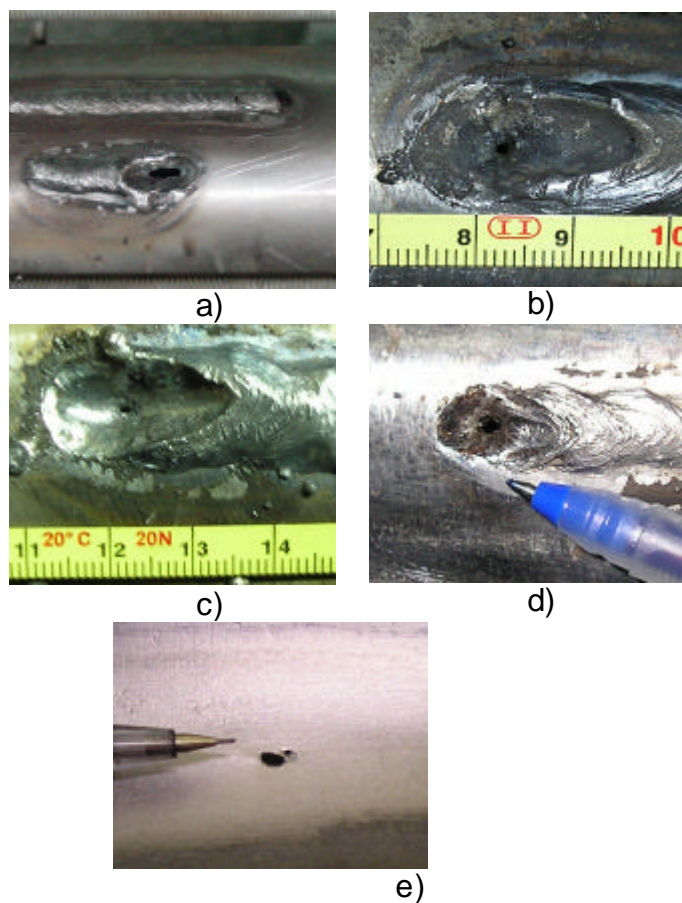


Figura 46. Diferentes tipos de perfuração da tubulação. a) tubulação em ar calmo, b) água estática a 20 bar de pressão, c) água estática a 40 bar de pressão, d) água escoando a 5 l/min, e) detalhe do furo na superfície interna da tubulação.

CONCLUSÕES

A análise dos resultados obtidos neste trabalho permite as seguintes conclusões:

Ao soldar com uma mesma energia de soldagem os valores de penetração podem ser muito diferentes e, também, penetrações similares podem ser obtidas com diferentes valores de energia. Ao tentar estabelecer um limite para evitar a perfuração tendo como critério a energia de soldagem, foram encontrados valores acima desses limites, nos quais em alguns casos acontecia e em outros não acontecia perfuração.

A penetração do cordão de solda não depende diretamente da energia, mas sim das condições de soldagem, particularmente da corrente. Com base nisso pode ser concluído que carece de fundamento a especificação de um limite de energia como critério para evitar a perfuração. Para uma mesma energia, um aumento da penetração é acompanhada de um aumento na temperatura estimada na superfície interna da tubulação.

O parâmetro $I^{1,5}/V_s^{0,7}$, cujos expoentes foram obtidos experimentalmente, apresenta uma maior correlação com a penetração do que com a energia. Comprovou-se que, em função da espessura da tubulação e das características do fluido contido na tubulação, um valor crítico desse parâmetro separa as condições em que ocorre e não-ocorre perfuração.

A temperatura máxima atingida nas condições de iminente perfuração ao soldar tubos de 3,2 mm foi de 1217 °C, o que está de acordo com o critério proposto pelo Instituto Battelle. Por outro lado, nas soldagens em espessura maior (4,8 mm) a temperatura atingida nas condições de iminente perfuração foi no máximo de 1020 °C, o que significa que o critério do Battelle nesse caso é pouco conservativo.

Nas condições de iminente perfuração nos ensaios realizados com água a baixa pressão, os valores de espessura crítica remanescente nos tubos de 3,2 e 4,8 mm foram

inferiores aos valores obtidos nas condições de ar calmo em convecção natural. Então nesse sentido, a soldagem com fluxo de água admite maiores penetrações do cordão sem perfurar.

Na soldagem sobre a tubulação com fluxo de água, foi verificada a formação de uma camada de vapor, a qual reduziu a transferência de calor entre a superfície interna da tubulação e o fluido que está sendo escoado. A formação de dita camada teve como consequência o aumento do risco de perfuração devido ao acréscimo da temperatura local do metal base, reduzindo assim a resistência do material.

Os ensaios realizados com água estática sob pressão foram muito conservativos, devido à formação de uma camada de vapor produto da ebulição em película da água dentro da tubulação, a qual impedia a troca eficiente de calor. A formação da camada de vapor era evidenciada pelo aumento na pressão observada no manômetro da bomba de teste hidrostático. Em condições reais, o fluxo do líquido escoado arrastaria dita camada e permitiria o uso de aportes térmicos maiores que os encontrados nestes ensaios.

Ao que parece, a pressão tem influência no fenômeno da perfuração na soldagem de dutos com escoamento de líquidos. Ao diminuir a pressão tem-se um maior risco de perfurar a tubulação devido ao aumento da penetração do cordão. Este fato é bastante evidente em espessuras de 3,2 mm, já em espessuras maiores (4,8mm), o efeito da pressão não é tão evidente.

A solução analítica para transformação de calor em soldagem desenvolvida por Santos demonstrou ser apropriada para estimar as temperaturas da parede interna nas condições de ar calmo e convecção natural. Entretanto, nas condições de ensaio com água (fluindo a baixa pressão ou sem fluxo sob pressão), as estimativas teóricas dos coeficientes de transferência de calor precisam ser confrontadas com dados obtidos através de medições com termopar.

Na realização de soldas de filete entre calha e duto, nunca houve perfuração quando foram repetidas as condições que conduziram a uma perfuração na soldagem de simples deposição, comprovando, assim que as soldas de filete são menos severas. Isso pode ser devido à repartição do calor do arco entre as paredes do duto e a calha e ao fato do arco incidir obliquamente na superfície do tubo.

Foi possível determinar que o processo eletrodo revestido pode ser usado em condições satisfatórias na soldagem em operação de espessuras finas (3,2 e 4,8 mm), quando sejam estabelecidos limites de soldagem em função do parâmetro $I^{1,5}/V_s^{0,7}$.

CAPÍTULO VII

SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Este trabalho propiciou novas idéias sobre os fenômenos envolvidos na perfuração de dutos em operação quando estes são intervindos utilizando o processo com eletrodo revestido, em particular usando eletrodos do tipo básico. Porém, há ainda muitos tópicos que necessitam ser aprofundados por pesquisas posteriores, dos quais podem ser citados:

- A realização de medições com termopar em condições de ensaio com fluxo de água a baixa pressão e água estática pressurizada, com o intuito de comparar as temperaturas estimadas teoricamente e as temperaturas reais.
- Construir uma bancada com capacidade de simular as condições que ocorrem em campo (alta vazão e alta pressão), para evitar a formação da camada de vapor que ocorre quando o fluido de trabalho fica exposto longo tempo a altas temperaturas, como em função das velocidades de escoamento baixas ou nulas (condições de ensaios com água pressurizada).
- Estudar o fenômeno de ebulição para os diversos fluidos que costumam ser transportados por dutos submetidos à soldagem.
- Aprofundar o estudo da influencia da pressão na soldagem em operação. Para isto, deveram ser feitos ensaios com diferentes níveis de pressão, vazão e espessura remanescente de tubulação.
- Estudar as vantagens de outros processos de soldagem que gerem uma maior produtividade e uma menor penetração do que o processo eletrodo revestido.

- Estudar o fenômeno de trincas a frio na soldagem de dutos em operação considerando a velocidade de resfriamento da solda, as pressões induzidas pela pressão interna e a restrição da junta (no caso de soldas entre calha e duto).

Capítulo VIII

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ARAGONEZ, R. A. Inspeção de dutos II, Palestra proferida no programa de RH da ANP para o setor de petróleo e gás, Florianópolis, dezembro 2004.

ASME B31G-1991. Method for determining the remaining strength of corroded pipelines.

AWS, Welding handbook: Materials and applications part 2 Volume 4.

BATTELLE, Putting technology. “Report: Investigation and prediction of cooling rates during pipeline maintenance welding” December 1991.

Bailey, N et al. “Welding steels without hydrogen cracking” Abington Publishing, 1993. segunda edição.

Brêda, A. “Estudo da aplicação do processo TIG Alimentado para a soldagem em operação” Dissertação de mestrado – Depto. Eng. Mecânica, UFSC, Florianópolis/SC, 2005.

BROMLEY, L. A. “Heat transfer in stable film boiling” Chem Engr. Progress, Vol 46.

BRUCE, W. A. “Guidelines for weld deposition repair on pipelines”. Final Report, Project PR-185-9734, Catalog No. 51782, Columbus/OH, 1998.

BRUCE, W. A.; Swatzel J. F. “Direct Weld deposition repair of pipeline defects”. First International Conference on Welding onto In-service Petroleum gas and Liquid pipelines. March/2000, Wollongong - Australia.

BRUCE, W. A. “ Overview of in-service welding research at EWT”. First International conference on Welding onto In-service Petroleum gas and Liquid pipelines. March/2000, Wollongong - Australia

BRUCE, W. A. Welding onto in-service thin-wall pipelines. Final Report, Project PR-185-9908, Columbus/OH, 2000.

CÉLEM M. A.; Xavier B. A.; Alvarez P. P. “ INERT-INFLA: Método para bloqueio em tubulações de transporte de fluidos inflamáveis com monitoramento contínuo de explosividade” Trabalho apresentado no I ENSOLD Petrobrás, julho 2004, artigo N°13.

COE, F. R. “ Welding steels without hydrogen Cracking” The Welding Institute. London 1973.

Coelho, A. “Reparo por deposição de solda aplicada a tubulações de petróleo e gás em serviço com pequena espessura remanescente” Dissertação de mestrado – Depto. Eng. Mecânica, UFSC, Florianópolis/SC, 2004.

EWI Report, projecto No. 41904CPQ. “Procedures selection guidelines for welding onto in-service pipelines”. December de 1998.

GLICKSTEIN, S. S.; YENISCAVICH, W. “A review of minor element effects on the welding arc and weld penetration. Welding res. Council bull. May 22.

HEWITT, MERILO. “Handbook of heat transfer”, 3rd edition. 2000

INCROPERA, David DeWitt Fundamentos de transferência de calor e massa 4 edição 1998

IMC-SOLDAGEM, “MTE MINITEC 450 – 600”, manual de instruções, 2002.

IMC-SOLDAGEM, “Manual do OSCILOS”, manual de instruções, Brasil 2002

KIEFNER, J. F., BRUCE, W. A., STEPHENS, D.R. Pipeline in-service repair manual. Final Report, Project PR-218-9307, Catalog No. L51716, Worthington/OH, 1994.

McGLONE J. C. “Weld bead geometry prediction – a review”, Metal construction July 1982

MENICONI L. C.; GONÇALVES B.; PIZA M. “Emprego de luvas metálicas bipartidas montadas por interferência no reparo de dutos em operação”. [2000]. 22 slides.

MILLS, K. C.; KEENE, B. J. “ Marangonni effects in welding” London 1998

Norma 2163. “ soldagem e trepanação em equipamentos, tubulações e dutos em operação”. Petrobrás, revisão C, julho 2002.

PELIZZARO F.; Gonçalves R. H. “ Desenvolvimento de procedimentos alternativos para a soldagem de dutos” Revista PETRO&QUIMICA, outubro de 2003, p123 –127.

PIZA, M. T., TEIXEIRA, J. C. G., FILHO, B. G. S. “Procedimentos para soldagem de dutos e tubulações industriais em operação”. Relatório Técnico Final, Rio de Janeiro/RJ, 2000.

PIZA, M.; “Problemas e reparos na soldagem em operação” [2000]. Apresentação em ppt, 11 slides

PIZA M.;GONÇALVES B. “Reparo de dutos sem interrupção operacional (Revisão do estado da arte)” 2000.

POPE M. A.; TEIXEIRA J. C.; “Soldagem por fricção como método alternativo de reparo” Trabalho apresentado no I ENSOLD, julho 2004, artigo N°13

POPE M. A.; Paes M.; “Soldagem em operação de dutos e tubulações: revisão do estado da arte” I ENSOLD, 2004

SABAPATHY P.; “In-service welding of high strength, thin-walled natural gas pipelines” [2000]. Apresentação em ppt, 14 slides

SANTOS, L. A. “Condução de calor na soldagem com pulsação térmica” Tese de doutorado – Curso de pós-graduação em Eng. Mecânica, UFSC, Florianópolis/SC, 2001.

TIMOSHENKO, J. M. “Resistencia de Materiales” Ed. Thomson. 5ª Edición (2002)

VERGES A. S.; Kawasaki C. “ Soldagem de derivações em tubulações em serviço” Trabalho apresentado no I ENSOLD, Petrobrás, julho 2004, artigo N°13.

<http://www.clockspring.com>. Acessado 25 de setembro de 2004.

www.hottaps.com. Acessado 13 de novembro de 2004.

http://www.o-vennemann.de/Job_ie_p.htm Acessado 04 de abril do 2005.

www.Millerwelds.com. Acessado 05 de maio do 2005.